

Sonderforschungsbereich 148
- Brandverhalten von Bauteilen -

S c h l u ß b e r i c h t
Teilprojekt D1

SICHERHEITSTHEORETISCHE UNTERSUCHUNGEN ZUR
VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT VON BRANDBEANSPRUCHTEN
BAUTEILEN BZW. BAUWERKSABSCHNITTEN

o. Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. K. KORDINA, Projektleiter
Dr.-Ing. V. HENKE

TU Braunschweig

April 1987

10.11.15



INHALTSVERZEICHNIS

=====

	Seite
EINLEITUNG	1
I. GRUNDLAGEN ZUR ERMITTLUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEIN- LICHKEIT	5
1. Normalverteilung	5
2. Logarithmische Normalverteilung	6
3. Dreiecksverteilung	7
4. Extremalverteilung Typ I	8
5. Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit	9
5.1 Geometrische Deutung	10
5.2 Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit bei n-Variablen	13
5.3 Behandlung nicht normalverteilter Variablen ...	15
5.4 Sonderfall der Log.-Normalverteilung	16
6. Anteile von Basisvariablen an der Gesamtver- teilung	17
7. Literaturverzeichnis	18
II. UNTERSUCHUNGEN AN STAHLBETONSTÜTZEN UNTER GENORMTER BRANDEINWIRKUNG	19
1. Allgemeines	19
2. Allgemeine Berechnungsgrundlagen	21
2.1 Untersuchtes System	21
2.2 Gleichgewichts- und Momenten-Krümmungs- Beziehung	22
2.3 Berechnung des Temperaturfeldes	24
2.4 Temperaturabhängige Stoffparameter	25
2.4.1 Rechenannahmen für den Beton	25
2.4.2 Rechenannahmen für den Betonstahl	27
3. Entwicklung eines Näherungsverfahrens zur Trag- lastberechnung thermisch beanspruchter Stahl- betonstützen	29
3.1 Entwicklung eines Näherungsverfahrens zur Be- rechnung des Bruchzeitpunktes unter konstanter Lasteinwirkung	29
3.2 Ermittlung der Bruchzeitpunkte, Vergleichs- rechnungen	31
3.3 Entwicklung eines Traglastmodelles	36
3.3.1 Grundsätzliche Zusammenhänge	36
3.3.2 Bestimmung des Grenzmomentes	39
3.3.3 Approximation der M- κ -Beziehung	41

3.3.4	Genauigkeit der Traglastermittlung	46
4.	Zusammenstellung der Basisvariablen	47
4.1	Betoneigenschaften	49
4.2	Stahleigenschaften	50
4.3	Querschnittsabmessungen	52
4.4	Bewehrungslage im Querschnitt	53
4.5	Temperaturfeld	55
4.6	Belastungsmodell	59
4.7	Linearitätskontrolle	63
4.8	Numerische Einflüsse und Konvergenzverhalten ..	67
5.	Auswertung zur Beschreibung der Variableneinflüsse	69
5.1	Darstellung der α_i -Werte bei 60 ' (b/d=30/30) .	70
5.2	Darstellung der α_i -Werte bei 60 ' (b/d=40/40) .	77
5.3	Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung bei 60 min (b/d=30/30)	81
5.4	Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung bei 60 min (b/d=40/40)	84
5.5	Darstellung und Diskussion der berechneten β -Werte bei 60 und 90 min Branddauer	86
5.6	Einfluß einer Verminderung der Standardabweichung der Querschnittsabmessungen	92
5.7	Einfluß der günstigeren Auflastverteilung nach Abschnitt 4.6	95
6.	Darstellung als Brandprozeß	105
6.1	Berechnung des Verlaufes f_R (r)	106
6.2	Verteilung der Feuerwiderstandsdauer	109
7.	Auswirkungen unterschiedlicher Verteilungsannahmen und Berücksichtigung eines "natürlichen Brandes"	113
7.1	Allgemeines	113
7.2	Angesetzter Temperatur-Zeit-Verlauf	114
7.3	Auswirkungen unterschiedlicher Verteilungsannahmen	116
7.4	Verlauf der β -Werte bei einem "natürlichen Brand"	118
8.	Anhang	123
9.	Literaturverzeichnis	132
III.	UNTERSUCHUNGEN VON BAUTEILEN AUS BRETTSCHICHTVERLEIMTEM HOLZ	136
1.	Allgemeines	136
2.	Beschreibung der Rechenmodelle	138
2.1	Allgemeines	138
2.2	Berechnungsmodell - Stützen	139
2.3	Berechnungsmodell - Balken	140
3.	Zusammenstellung der Basisvariablen und Vergleichsrechnungen	142

3.1	Quetschgrenze σ_{uD} und E-Modul	142
3.2	Biegedruckfestigkeit σ_{BR}	143
3.3	Verteilungsparameter der Abbrandfunktion	144
3.4	Belastungsfunktion	144
3.5	Vergleichsrechnungen	146
3.5.1	Stützen	146
3.5.2	Balken	148
4.	Berechnung der β -Werte bei Brandeinwirkung nach der Einheitstemperaturkurve (ETK)	150
4.1	Parametervorgabe der untersuchten Holzquerschnitte (Stützen und Balken)	150
4.2	Berechnung der β -Werte und Wertung	154
4.3	Berechnung der Einzelanteile an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone	157
5.	Einbeziehung "natürlicher Brände"	160
5.1	Berechnungsmodell nach Hadvig	160
5.2	Zu erwartende Brandlast	164
5.3	Öffnungsfaktor - Annahmen	168
5.4	Wahl der untersuchten Querschnitte	169
5.5	Berechnete β -Verläufe	170
5.6	Berechnung der Einzelanteile an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone	175
6.	Zusammenfassung	182
7.	Anhang	183
8.	Literaturverzeichnis	192
IV.	UNTERSUCHUNGEN AN STAHLSTÜTZEN UNTER GENORMTER BRANDEINWIRKUNG	194
1.	Allgemeines	194
2.	Beschreibung des gewählten Temperaturmodelles	195
2.1	Allgemeines	195
2.2	Berechnung der maßgebenden Stahltemperatur	196
2.2.1	Stahltemperaturen unbedeckter Stahlstützen	204
2.2.2	Stahltemperaturen bedeckter Stahlstützen	207
3.	Beschreibung des Traglastmodelles	211
3.1	Allgemeines	211
3.2	Versuchsnachrechnungen unbedeckter Stahlstützen	216
3.3	Versuchsnachrechnungen bedeckter Stahlstützen	220
4.	Zusammenstellung der berücksichtigten Basisvariablen und Verteilungen	226
4.1	Allgemeines	226
4.2	Verteilungsannahmen der Belastungsgrößen	228
4.3	Wärmeleitfähigkeit λ_{des} des Bekleidungsmaterials	229
4.4	Bekleidungsstärke d_{i}	230
4.5	Brandraumtemperatur T_{BR}	230
4.6	Stahlstreckgrenze $\beta_{\text{s,0}}$ bei Raumtemperatur	231
4.7	Elastizitätsmodul E_{0} bei Raumtemperatur	232

4.8	Querschnittswerte	232
4.9	Reduktion der Basisvariablen	234
5.	Berechnung des Sicherheitsindex β	236
5.1	Allgemeines	236
5.2	Auswahl der untersuchten Stahlquerschnitte ...	236
5.3	β -Werte bekleideter Stützen	238
5.4	β -Werte unbekleideter Stützen	243
5.5	Anteile der Basisvariablen an der Gesamt- streuung	244
6.	Einfluß der Auflast	246
7.	Anhang	249
8.	Literaturverzeichnis	286
V. STREUUNGEN VON BRANDRAUMTEMPERATUREN		
1.	Allgemeines	289
2.	Verwendetes Rechenmodell	289
2.1	Grundgleichungen der Wärmebilanzrechnungen im Barbrauskas-Modell	290
2.2	Bestimmung der Abbrandrate	291
2.2.1	Heizwert des Holzes	295
2.3	Wärmeübergangsbedingungen bezüglich der Fensterstrahlung und der Umfassungsbauteile ..	296
2.4	Wärmeenergie des Brandraumes	299
2.5	Weitere verwendete Parameter	299
2.6	Verbrennungsvorgang - Brandlast- oder ventila- tionsgesteuerter Brand	300
2.7	Brandraum-Umfassungsbauteile	302
3.	Nachrechnung von Versuchsergebnissen	303
4.	Monte-Carlo-Analyse - Verteilungsannahmen	309
4.1	Allgemeines	309
4.2	Brandlast	310
4.3	Geometrische Randbedingungen	311
4.4	Abbrandparameter	311
4.5	Heizwert des Holzes	313
4.6	Wärmeübergangsbedingungen und Eigenschaften der Umfassungsbauteile	313
4.7	Zusammenfassung	314
5.	Durchführung der Monte-Carlo-Analyse	315
6.	Zusammenfassung	326
7.	Anhang	328
8.	Literaturverzeichnis	359

EINLEITUNG

=====

Mit Beginn der ersten Arbeiten des Teilprojektes D1 in den Jahren 1975 - 1977 stand das Teilprojekt vor der Schwierigkeit, daß weder die mechanischen Modelle zur Berechnung von Bauteilen unter Brandeinwirkung mit den dazugehörigen Materialgesetzen noch die probabilistischen Grundlagen ausreichend weit entwickelt waren, um eine sofortige Arbeit mit den heute an solche Berechnungen gestellten Anforderungen zu beginnen. Erst mit der zeitlich fast gleichlaufenden Erarbeitung der numerisch anwendbaren probabilistischen Berechnungsgrundlagen und -methoden als ein Teil der Arbeiten des SFB 96 in München sind nicht nur die Grundlagen für den nummehr vorgelegten Abschlußbericht, sondern auch - und dies sollte an dieser Stelle mit erwähnt werden - für die allgemeinere Anwendung probabilistischer Methoden und Denkungsweise bei der allgemeinen Behandlung des Sicherheitsproblems im Bauwesen entstanden. Dieser Entwicklungsprozeß läßt sich auch in den Arbeiten des Teilprojektes D1 verfolgen.

Die ersten Untersuchungen befaßten sich im wesentlichen mit Studien zu der zu erwartenden Streuung von Traglasten und Feuerwiderstandsdauern von Stahlbetonbauteilen. Diese Ergebnisse wurden größtenteils durch Monte-Carlo-Studien gewonnen, wobei auch die verwendeten Bauteilmodelle selbstverständlich noch nicht den nach Abschluß der Arbeiten im Sonderforschungsbereich erreichten Genauigkeitsgrad besaßen. Trotzdem waren diese "frühen" Studien dazu geeignet, einen ersten Aufschluß über die zu erwartenden Streuungen der Feuerwiderstandsdauern und Traglasten von Stahlbetonbauteilen zu geben und die so ermittelten Verteilungsansätze dienten mit als erste Grundlagen und Anhaltspunkte bei den Bemühungen, die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen mittels probabilistischer Bemessungskonzepte zu ermöglichen. Da diese Arbeiten aus heutiger Sicht nicht mehr dem

derzeitig möglichen Bearbeitungs- und Berechnungsstandard entsprechen, soll auf eine nochmalige Wiedergabe verzichtet werden.

Mit diesen Fragestellungen im Hintergrund ergab sich nummehr jedoch die Notwendigkeit, das Bauteil unter Brandeinwirkung mit Berücksichtigung der maßgebenden Parameter (Basisvariablen) hinsichtlich der zu erwartenden Versagenswahrscheinlichkeit genauer erfassen zu können. Nun stellt schon die numerische Behandlung von Bauteilen unter Brandeinwirkung z. B. wegen des Aufwandes bei der Berechnung des Temperaturfeldes und der daraus resultierenden entsprechenden Berücksichtigung aller thermisch beeinflussten Materialeigenschaften einen gegenüber der Berechnung im "kalten" Zustand erheblich gesteigerten Rechenaufwand dar. Wird außerdem berücksichtigt, daß die probabilistische Behandlung solcher Bauteile bei der Berücksichtigung einer entsprechenden Anzahl von Basisvariablen wegen der notwendigen iterativen Berechnungsmethoden wiederum ein Vielfaches des zuvor angegebenen Rechenaufwandes notwendig macht, kann man sich leicht vorstellen, daß trotz der speziell für diesen Anwendungszweck entwickelten mechanischen Rechenmodelle und im allgemeinen gut konvergierenden numerischen Verfahren zumindest in früheren Jahren die Grenze der zur Verfügung stehenden Rechenzeit und Rechenkapazität oft erreicht wurde.

Damit muß noch einmal auf die Bearbeitungsproblematik des Teilprojektes D1 eingegangen werden. Eine erfolgreiche Tätigkeit des Projektes D1 ist ohne die Vorarbeit der baustoff- und bauteilbearbeitenden Projekete nicht möglich. Diese Arbeiten, zum Beispiel bei der Formulierung entsprechender Materialgesetze erfolgten meistens versuchsbegleitend und waren somit zum Teil noch in der Entwicklung oder noch nicht endgültig abgeschlossen, als die entsprechenden Studien im Projekt D1 schon in Bearbeitung waren. Außerdem ist zu bedenken, daß zum Beispiel gerade auf dem Gebiet des Stahlbetonbaues die entsprechenden Rechenmodelle

unter völlig anderen Voraussetzungen, als für die hier anstehenden Probleme notwendig, erarbeitet wurden.

Aus diesem Grund wird im Abschlußbericht der Beschreibung der jeweils verwendeten Materialgesetze sowie des verwendeten Rechenmodelles und seiner Verifizierung an den zur Verfügung stehenden Versuchsdaten ein relativ breiter Raum gewidmet, da diese Entwicklungsarbeiten auch vom Teilprojekt D1 mit geleistet werden mußten. Deshalb es auch nicht möglich, den jeweils neuesten Stand bezüglich der numerischen Beschreibung der verwendeten Materialgesetze bei der Bearbeitung zu berücksichtigen. Da, wie schon erwähnt, die hier verwendeten Rechenmodelle jeweils an ausgeführten Bauteilversuchen überprüft sind, können sie als ausreichend verifiziert gelten. Die wiederholte Einarbeitung differenzierter Materialgesetze und erneute Bearbeitung des gesamten langwierigen Berechnungskomplexes, wobei dann letztlich doch keine neuen wesentlichen Erkenntnisse gewonnen werden kann nicht Aufgabe eines Sonderforschungsbereiches sein. Dies sollte späteren Bearbeitungsstadien vorbehalten bleiben.

Der nunmehr vorgelegte Abschlußbericht befaßt sich neben einer kurzen Darstellung der probabilistischen Grundlagen hauptsächlich mit der Ermittlung des derzeit vorhandenen Sicherheitsniveaus von Stahlbeton-, Stahl- und Holzbauteilen, um so ein möglichst abgerundetes Gesamtbild des derzeitigen bauteilbezogenen Sicherheitsniveaus zu geben. Da im Rahmen der nationalen und internationalen Normenarbeit nicht nur diese Fragestellungen, sondern auch zunehmend die Frage der Einbeziehung von "natürlichen Bränden" in entsprechende brandschutztechnische Bemessungskonzepte bearbeitet werden, wurden in einem gesonderten Abschnitt die Auswirkungen der zu berücksichtigenden Basisvariablen und deren Verteilungsannahmen auf die Brandraumtemperatur aufgezeigt.

Obwohl Teile der in diesem Abschlußbericht zusammengefaßten Arbeiten in verkürzter Form schon in den Zwischenberichten

vergängerer Förderungsperioden mitgeteilt wurden, erschien es notwendig, sie zur Abrundung des Gesamtbildes noch einmal mit aufzunehmen. Die Arbeiten zur Festlegung von Bemessungswerten aus Bauteilversuchen unter Berücksichtigung von Vorinformationen etc. wurden in einem gesonderten Heft der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz zusammenfassend veröffentlicht und sollen hier nicht noch einmal wiedergeben werden. Die vorgestellten Arbeiten sind als Grundlage für die weitere Bearbeitung des Sicherheitsproblems unter Brandeinwirkung auf probabilistischer Grundlage sowohl bei der Behandlung von Bauteilgruppen als auch bei der Einzelbetrachtung von Bauteilen zu verstehen. Sie haben aber auch die Notwendigkeit zur Fortführung der Arbeiten jedoch nunmehr mit dem Schwerpunkt der Einwirkung von natürlichen Bränden, deren Ausbreitung sowie der besseren Berücksichtigung von Belastungsfunktionen und deren Kombinationen ergeben. Mit den Arbeiten in diesem Teilprojekt dürfte das Fundament für eine erfolgreiche Weiterarbeit auf diesem Gebiet geschaffen sein.

I. GRUNDLAGEN ZUR ERMITTLUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT

1. Normalverteilung

Bei den zur Verwendung kommenden Verteilungen wird davon ausgegangen, daß der Mittelwert und die Standardabweichung bekannt sind. Für die im folgenden aufgeführten Verteilungsgesetze gelten im wesentlichen die in den Literaturstellen /1 bis 4/ angegebenen Grundlagen. Aus diesem Grund soll nur eine kurze Zusammenstellung der jeweiligen Verteilungsansätze erfolgen, wobei sich auf die Anwendung von vier Verteilungsgesetzen beschränkt wird, die in der Lage sind, die Verteilungen der zur Verwendung kommenden Basisvariablen ausreichend genau zu beschreiben. Das wichtigste Verteilungsgesetz stellt die Gauß'sche Normalverteilung mit der Dichte (1) und der Verteilung (4) dar.

$$\text{Dichte :} \quad f_{(x)} = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \exp \left(- \frac{(x-\bar{x})^2}{2\sigma^2} \right) \quad (1)$$

$$\text{oder normiert mit} \quad t = \frac{x-\bar{x}}{\sigma} \quad (2)$$

$$\varphi_{(t)} = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \exp \left(- \frac{t^2}{2} \right) \quad (3)$$

$$\text{Verteilung :} \quad F_{(x)} = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x \exp \left(- \frac{(x-\bar{x})^2}{2\sigma^2} \right) dx \quad (4)$$

$$\text{oder normiert} \quad \Phi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^t \exp \left(- \frac{1}{2} t^2 \right) dt = p \quad (5)$$

$$\text{Inverse Verteilung :} \quad t = \Phi^{-1}(p) \quad (6)$$

$$\text{Variationskoeffizient :} \quad v_x = \sigma / \bar{x}$$

Die Verteilung $\Phi(t)$ wird über eine Reihenentwicklung nach /5/ berechnet, und zwar sollen aus Konvergenzgründen zwei Bereiche unterschieden werden:

a) $0 \leq t \leq 4.5$

$$\Phi(t) = \frac{1}{2} + \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n t^{2n+1}}{n! \cdot 2^n \cdot (2n+1)} \quad (7)$$

b) $t \geq 4.5$

$$1 - \Phi(t) = \frac{\exp(-\frac{t^2}{2})}{t \cdot \sqrt{2\pi}} \left\{ 1 - \frac{1}{t^2} + \frac{1 \cdot 3}{t^4} - \dots + \frac{(-1)^n \cdot 1 \cdot 3 \cdot \dots \cdot (2n-1)}{t^{2n}} \right\} \quad (8)$$

Beide Reihenentwicklungen konvergieren gut, wobei jedoch (8) ein wesentlich besseres Konvergenzverhalten zeigt.

2. Logarithmische Normalverteilung

Einen Nachteil der Gauß'schen Normalverteilung, nämlich im Bereich von $-\infty$ bis $+\infty$ gültig zu sein und somit ggf. negative Werte zu liefern, vermeidet die Log.-Normalverteilung. Für diese Verteilung gelten (9) und (10).

Dichte: $f(x) = \frac{1}{x \cdot \delta \cdot \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(\ln x - \ln \bar{x})^2}{2\delta^2}\right)$ (9)

Verteilung: $F(x) = \frac{1}{x \cdot \delta \cdot \sqrt{2\pi}} \int_0^x \exp\left(-\frac{(\ln x - \ln \bar{x})^2}{2\delta^2}\right) dx$ (10)

mit den Parametern:

Häufigster Wert: $\hat{x} = \mu \exp(-\delta^2)$ (11)

Zentralwert: $\bar{x} = \mu; \mu = \bar{x} \exp(-\frac{\delta^2}{2})$ (12)

Mittelwert: $\bar{x} = \mu \exp(+\frac{\delta^2}{2})$ (13)

und $\delta = \sqrt{\ln(1 + \frac{\sigma^2}{\bar{x}^2})} = \sqrt{\ln(1 + v_x^2)}$ (14)

Bei Variationskoeffizienten: $v_x \leq 0,2$ kann gelten $\delta \approx v_x$ (15)

Diese Verteilung läßt sich mit der Transformation (16) auf die Normalverteilung zurückführen.

$$t = \frac{\ln x - \ln \bar{x}}{\delta} \quad (16)$$

3. Dreiecksverteilung

Für Basisvariablen, bei denen eine Begrenzung des Gültigkeitsbereichs nach beiden Seiten gerechtfertigt erscheint, z. B. um sicherzustellen, daß ein bestimmter Wertebereich nicht verlassen werden kann, wird eine Verteilung nach Bild 1 angesetzt.

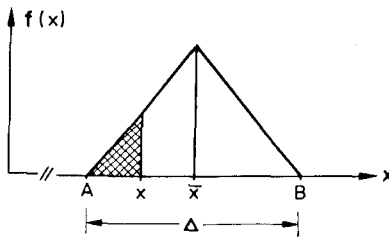


Bild 1: Dreiecksverteilung

Mit den darin angegebenen Größen ergeben sich die Kennwerte zu:

$$\text{Mittelwert:} \quad \bar{x} = \frac{B-A}{2} \quad (17)$$

$$\text{Standardabweichung:} \quad \sigma = \frac{B-A}{\sqrt{24}} \quad (18)$$

$$\text{Dichte:} \quad f(x_1) = \frac{(x_1-A)}{(\bar{x}-A)^2} \quad \text{für } A \leq x_1 \leq \bar{x} \quad (19)$$

$$f(x_2) = \frac{(B-\bar{x})-(x_2-\bar{x})}{(B-\bar{x})^2} \quad \text{für } \bar{x} \leq x_2 \leq B \quad (20)$$

$$\text{Verteilung:} \quad F_1(x_1) = \frac{1}{(\bar{x}-A)^2} \left[\frac{x_1^2}{2} - Ax + \frac{A^2}{2} \right] \quad \text{für } A \leq x_1 \leq \bar{x} \quad (21)$$

$$F(x_2) = 1 - F_1(2x - x_2) \quad \text{für } \bar{x} \leq x_2 \leq B \quad (22)$$

$$\text{Inverse Verteilung:} \quad x = F^{-1}(p)$$

$$x_1 = A + \sqrt{\frac{p \cdot (B-A)^2}{2}} \quad \text{für } 0 \leq p \leq 0,5 \quad (23)$$

$$x_2 = B - \sqrt{\frac{(1-p) \cdot (B-A)^2}{2}} \quad \text{für } 0,5 \leq p \leq 1,0 \quad (24)$$

4. Extremwertverteilung Typ I (Fischer-Tippert-Verteilung)

Zur Beschreibung von Verkehrslasten, bei denen nicht die momentanen Werte, sondern die in einem Bezugszeitraum auftretenden Extremalwerte zu betrachten sind, wird sehr oft die Extremwertverteilung Typ I herangezogen. Diese Verteilung wird durch die folgenden Ansätze beschrieben /6/:

Dichte:

$$f(x) = \alpha \cdot \exp - \alpha \cdot (x - u) = e^{-\alpha (x - u)} \quad (25)$$

Verteilung:

$$F(x) = \exp - \exp (- \alpha \cdot (x - u)) \quad (26)$$

$$\text{mit: } u = \bar{x} - \frac{0,57722}{\alpha} \quad (27)$$

$$\alpha = \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma} \quad (28)$$

Inverse Verteilung:

$$x = u + \frac{- \ln (- \ln F(x))}{\alpha} \quad (29)$$

$$x^* = \bar{x} \cdot \left(1 - \frac{\sqrt{6} \cdot V}{\pi} x (0,5772 + \ln (- \ln F(x^*)))\right) \quad (30)$$

$$\text{Häufigster Wert: } \hat{x} = u \quad (31)$$

$$\text{Zentralwert: } \tilde{x} = u + 0,36651/\alpha \quad (32)$$

$$\text{Mittelwert: } \bar{x} = u + 0,57722/\alpha \quad (33)$$

Die Umrechnung einer Extremwert-Typ-I-Verteilung vom Bezugszeitraum T auf T' kann mit den folgenden Ansätzen erfolgen:

$$\bar{x}_{T'} = \bar{x}_T + \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot \sigma_T \cdot \ln \left(\frac{T'}{T} \right) \quad (34)$$

$$\sigma_{T'} \cong \sigma_T \quad (35)$$

5. Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit

Für den Sonderfall, daß sich ein Widerstand R mit der Dichte $f_R(r)$ und eine Lasteinwirkung S mit der Dichte $f_S(s)$ gegenüberstehen, kann die Versagenswahrscheinlichkeit p_f aus dem Doppelintegral (36) berechnet werden.

$$p_f = \int_0^{\infty} \int_0^{r+s} f_R(r) \cdot f_S(s) dr ds \quad (36)$$

Liegen normalverteilte Basisvariablen R und S vor und sind diese voneinander unabhängig, läßt sich nach /7/ eine geschlossene Lösung angeben.

$$\text{Wird } Z = R - S \quad (37)$$

als Sicherheitszone bezeichnet, ist diese ebenfalls normalverteilt, und es gilt laut Additionssatz für Normalverteilungen

$$\bar{z} = \bar{r} - \bar{s} \quad \text{und} \quad \sigma_z = \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \quad (38, 39)$$

Für die Wahrscheinlichkeit, daß Werte $z < 0$ auftreten, gilt (40) und (41) nach Bild 2:

$$p_f = P[Z = R - S \leq 0] \quad (40)$$

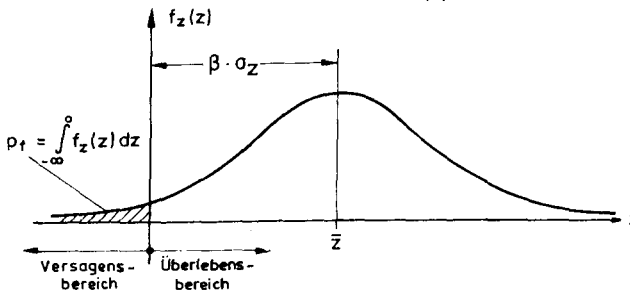


Bild 2: Verteilung der Sicherheitszone Z

$$p_f = \frac{1}{\sigma_z \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^0 \exp\left(-\frac{1}{2} \cdot \frac{(0 - \bar{z})^2}{\sigma_z^2}\right) dz \quad (41)$$

und unter Einführung des "Sicherheitsindex" β

$$\beta = \frac{\bar{z}}{\sigma_z} \quad \text{oder} \quad \beta = \frac{\bar{r} - \bar{s}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (42)$$

der grundlegende Zusammenhang

$$p_f = \Phi(-\beta) \quad (43)$$

Dieses Verfahren läßt sich auch auf logarithmische Normalverteilungen und Extremal-Typ-I-Verteilungen unter Berücksichtigung der in Abschnitt 5.3 und 5.4 angegebenen Transformationen anwenden.

5.1 Geometrische Deutung

In einem r - s -Koordinatensystem nach Bild 3 läßt sich durch die Grenzzustandsgerade $r - s = 0$ ein Überlebensbereich und ein Versagensbereich definieren. Das Volumen der zweidimensionalen Dichteverteilung, welches auf den Versagensbereich ($R \leq S$) entfällt, stellt die Versagenswahrscheinlichkeit dar.

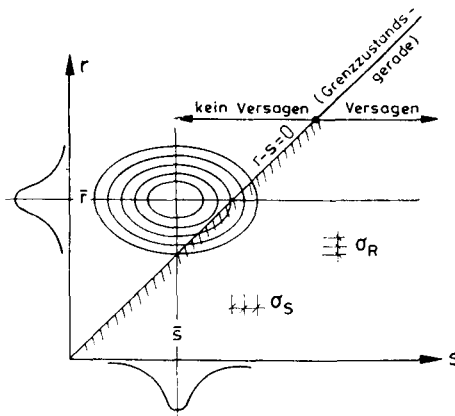


Bild 3: Darstellung des Versagens- bzw. Überlebensbereiches

Wird eine Transformation der Form

$$\hat{S} = \frac{s - \bar{s}}{\sigma_s} \quad (44)$$

und

$$\hat{r} = \frac{r - \bar{r}}{\sigma_R} \quad (45)$$

durchgeführt, gehen die in Bild 3 dargestellten Ellipsen in Kreise über; außerdem findet eine Mittelpunktverschiebung des Koordinatensystems nach Bild 4 statt.

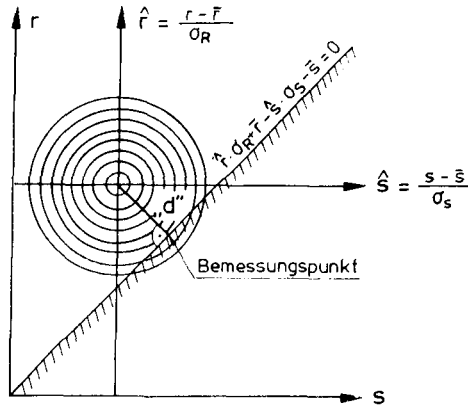


Bild 4: Normierter Versagens- bzw. Überlebensbereich

Die Grenzzustandsgleichung nimmt die Form (46) an.

$$\hat{r} \cdot \sigma_R + \hat{s} \cdot \sigma_s - \bar{s} = 0 \quad (46)$$

Der kürzeste Abstand d der Geraden nach (46) vom Koordinatenursprung des \hat{r} - \hat{s} -Systems ergibt sich nach der Hesse'schen Normalform zu

$$d = \frac{\bar{r} - \bar{s}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_s^2}} \quad (47)$$

was wiederum dem Sicherheitsindex β entspricht (vgl. (42)). Die Grenzzustandsgleichung läßt sich dann nach (48) angeben.

$$\hat{r} \frac{-\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_s^2}} + \hat{s} \frac{\sigma_s}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_s^2}} - \frac{\bar{r} - \bar{s}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_s^2}} = 0 \quad (48)$$

Die Koeffizienten von \hat{r} und \hat{s} stellen die Richtungskosinus (vgl. Bild 5) der Normalen auf die Grenzzustandsgerade dar.

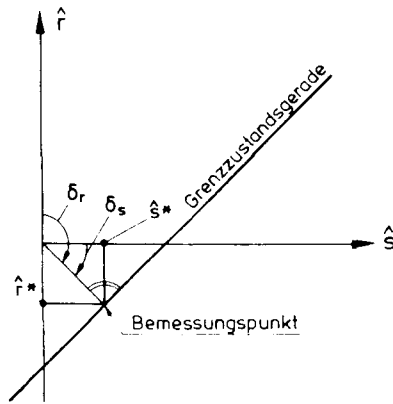


Bild 5: Richtungskosinus auf Grenzzustandsgerade

$$\cos \delta_s = -\alpha_s = \frac{\sigma_s}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_s^2}} \quad (49)$$

$$\cos \delta_R = -\alpha_R = \frac{-\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_s^2}} \quad (50)$$

Deshalb muß gelten: $\alpha_R^2 + \alpha_s^2 = 1$ (51)

Mit den Werten α_s , α_R und β ergeben sich die Bemessungspunkte \hat{r}^* und \hat{s}^* , bei denen die Wahrscheinlichkeit am größten ist, daß der Grenzzustand überschritten wird, zu:

$$\hat{s}^* = -\alpha_s \cdot \beta \quad (52)$$

$$\hat{r}^* = -\alpha_R \cdot \beta \quad (53)$$

oder wieder in die Ausgangsgleichungen eingesetzt:

$$s^* = \bar{s} - \alpha_s \beta \cdot \sigma_s \quad (54)$$

$$r^* = \bar{r} - \alpha_R \beta \cdot \sigma_R \quad (55)$$

5.2 Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit bei n-Variablen

Die in den Abschnitten 5 und 5.1 angegebenen Methoden beziehen sich auf selten auftretende Systeme mit zwei Basisvariablen, sind aber dazu geeignet, die Grundlagen aufzuzeigen, die im folgenden unverändert weitergelten. In den dort gültigen Bedingungen kommt nun noch hinzu, daß die Grenzzustandsgleichung in der allgemeinen Form nach (56)

$$G(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n) = 0 \quad (56)$$

gegeben sein muß /8/. Mit der Umformung

$$\hat{x}_i = \frac{x_i - \bar{x}}{\sigma_i} \text{ nach (44) und (45) geht (56) in die}$$

allgemeine normierte Gleichung der Grenzzustandsfläche (57) über.

$$g(\hat{x}_1 \cdot \sigma_1 + \bar{x}_1, \hat{x}_2 \cdot \sigma_2 + \bar{x}_2, \dots, \hat{x}_n \cdot \sigma_n + \bar{x}_n) \stackrel{!}{=} 0 \quad (57)$$

Die geometrische Deutung des Sicherheitsindex β ist auch hier als minimaler Abstand der Grenzzustandsfläche zum Koordinatenursprung möglich. Dabei gelten die Beziehungen (52) bis (55) sinngemäß unverändert weiter.

Wird die allgemeine Grenzzustandsfläche am Bemessungspunkt p^* ($p^* \hat{=}$ Lotfußpunkt mit den Koordinaten \hat{x}_i^*) mit Hilfe einer Taylor-Entwicklung durch ihre Tangentialebene nach (58) ersetzt,

$$\underbrace{g(\hat{x}_1^* \cdot \sigma_1 + \bar{x}_1, \hat{x}_2^* \cdot \sigma_2 + \bar{x}_2, \dots, \hat{x}_n^* \cdot \sigma_n + \bar{x}_n)}_{= 0, \text{ da der Lotfußpunkt auf der Grenzzustandsfläche liegt!}} + \sum_{i=1}^n \left. \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \right|_{p^*} (\hat{x}_i - \hat{x}_i^*) = 0 \quad (58)$$

dann lautet das Restglied in Hesse'scher Normalform:

$$\sum_{i=1}^n \frac{- \left. \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \right|_{p^*} \cdot \hat{x}_i^*}{\left(\sum_{i=1}^n \left(\left. \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \right|_{p^*} \right)^2 \right)^{1/2}} - \frac{\sum_{i=1}^n - \left. \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \right|_{p^*} \cdot \hat{x}_i^*}{\left(\sum_{i=1}^n \left(\left. \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \right|_{p^*} \right)^2 \right)^{1/2}} = 0 \quad (59)$$

Ein Vergleich mit (48) zeigt, daß gilt:

$$\beta = \frac{\sum_{i=1}^n - \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \Big|_{p^*} \cdot \hat{x}_i^*}{\left(\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \Big|_{p^*} \right)^2 \right)^{1/2}} \quad (60)$$

und

$$\cos \delta_i = -\alpha_i = \frac{- \frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \Big|_{p^*}}{\left(\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial \hat{x}_i} \Big|_{p^*} \right)^2 \right)^{1/2}} \quad (61)$$

Da es nicht immer möglich, oft sogar sehr umständlich ist, mit den normierten Größen eine Berechnung durchzuführen, werden hier, da es sich um eine lineare Transformation handelt und unkorrelierte Größen vorausgesetzt werden, die α_i -Werte an den untransformierten Variablen in der Form (62) gebildet.

$$\underline{\alpha}_i = \frac{\frac{\partial G}{\partial x_i} \Big|_{\underline{x}^*} \cdot \sigma_i}{\left(\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial G}{\partial x_i} \Big|_{\underline{x}^*} \cdot \sigma_i \right)^2 \right)^{1/2}} \quad (62)$$

Der programmtechnische Ablauf der α - β -Iteration besteht im wesentlichen aus den Schritten:

- a) Vorgabe eines Ausgangswertes für β , $\underline{\alpha}_i$ und damit für \underline{x}_i^* .
- b) Bildung der Ableitungen $\frac{\partial G}{\partial x_i} \Big|_{\underline{x}^*}$ und damit von $\underline{\alpha}_i$.
- c) Berechnung eines verbesserten Bemessungspunktes \underline{x}_i^* nach (54, 55).
- d) durch Variation von β wird $\frac{\partial G}{\partial \beta} \Big|_{\underline{x}^*}$ numerisch als Differenzenquotient gebildet und mittels des 1. Schrittes der Regula falsi bzw. der Newton'schen Näherungsmethode ein neuer β -Wert so bestimmt, daß $G(\underline{x}_i^*) = 0$ werden soll.
- e) Konvergenzkontrolle, evtl. Sprung nach b.

5.3 Behandlung nicht normalverteilter Variablen

Eine Voraussetzung zur Anwendung des Verfahrens nach Abschnitt 5.2 war, daß die Basisvariablen im jeweiligen Bemessungspunkt unkorreliert und normalverteilt sind. Da jedoch hier auch nicht normalverteilte Variablen behandelt werden, müssen diese zuvor ersatzweise in normalverteilte umgewandelt werden. Dies kann anschaulich durch eine Veränderung der Standardabweichung geschehen, und zwar so, daß

1. die gleiche Fraktile am bekannten oder geschätzten Bemessungspunkt erreicht wird,
2. die Anpassung an die gleiche Fraktile in jedem Bemessungspunkt erfolgt oder
3. die Anpassung an die Normalverteilung in jedem Bemessungspunkt durch eine gleichzeitige Veränderung der Standardabweichung und des Mittelwertes erfolgt.

Bei der Vorgehensweise nach 1. müßte der zu erzielende Bemessungspunkt ungefähr bekannt sein, damit eine Anpassung in diesem Punkt erfolgen kann. Da dies hier jedoch nicht als gegeben angesehen werden kann, hat sich eine Anpassung nach 2., d. h. Neubestimmung der Standardabweichung in jedem Bemessungspunkt für den Fall der Dreiecksverteilung und eine Anpassung nach 3. für den Fall der Extremal-Typ-I-Verteilung als zweckmäßig erwiesen (vgl. auch /8/).

Die Abbildung 6 zeigt die an eine Dreiecksverteilung im Bemessungspunkt \hat{x}^* angepaßte Normalverteilung. Hierbei läßt sich erkennen, daß die Anpassung mit dem gewählten Ansatz nach 2. durchaus in der Lage ist, eine ausreichende Genauigkeit zu liefern.

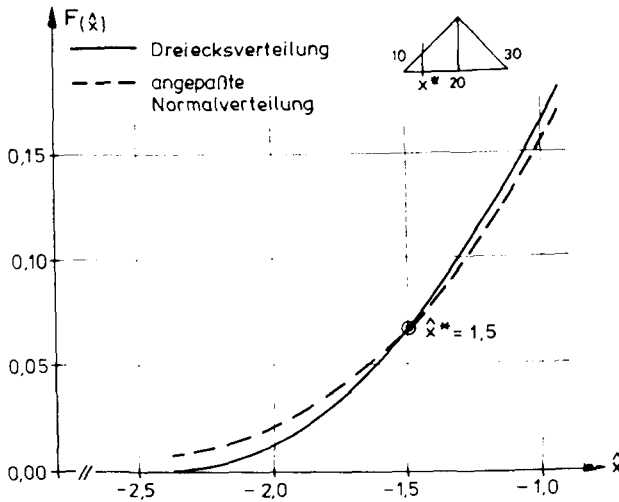


Bild 6: Vergleich der Anpassung einer Normalverteilung an eine Dreiecksverteilung

5.4 Sonderfall der Log.-Normalverteilung

Da die Log.-Normalverteilung durch die Transformation

$$x_{LN} = e^{x_N} \quad (63)$$

entstanden ist, läßt sich die Anpassung an die Normalverteilung direkt angeben:

$$\frac{\ln x_i^* - \ln \check{x}_i}{\delta_i} = \hat{x}_{i,\hat{\varphi}}^{(i),*} = -\alpha_i^{(i)} \cdot \beta^{(i)} \quad (64)$$

Daraus folgt:

$$x_i^* = \check{x}_i \exp(-\delta_i \alpha_i^{(i)} \cdot \beta^{(i)}) = \check{x}_i \exp(\delta_i \cdot \hat{x}_{i,\hat{\varphi}}^{(i),*}) \quad (65)$$

Mit
$$\frac{\partial x_i^*}{\partial \check{x}_i^*} = \delta_i \check{x}_i \exp(-\delta_i \alpha_i^{(i)} \beta^{(i)}) \quad (66)$$

folgt anstatt des Terms $\frac{\partial G}{\partial x_i} \Big|_{\underline{x}^*}$ in der Gleichung (62) der Term (67).

$$\boxed{\frac{\partial G}{\partial x_i} \Big|_{\underline{x}^*} \delta_i \check{x}_i \exp(-\delta_i \alpha_i^{(i)} \beta^{(i)})} \quad (67)$$

Damit kann bei ln-verteilten Variablen der Wert $\alpha_i^{(i)}$ mit Hilfe der Werte $\alpha_i^{(i-1)}$ ohne weitere Transformation direkt berechnet werden.

6. Anteile von Basisvariablen an der Gesamtstreuung

Während die in Abschn. 5.2 erläuterten α_i -Werte die Empfindlichkeit des Systems gegenüber den einzelnen Basisvariablen verdeutlichen, kann auch die Frage gestellt werden, wie groß der Anteil dieser Verteilungen an der Gesamtstreuung des betrachteten Systems ist. Nach Gleichung (62) ergibt sich in Analogie zum Fehlerfortpflanzungsgesetz für den i-ten Anteil des i-ten Parameters an der Gesamtstreuung:

$$A_i = \frac{\left(\frac{\partial G}{\partial x_i} \right)_{\underline{x}=\bar{x}}^2 \sigma_{x_i}^2}{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial G}{\partial x_i} \right)_{\underline{x}=\bar{x}}^2 \sigma_{x_i}^2} \quad (68)$$

Voraussetzung dafür ist, daß die Werte $\partial G / \partial x_i$ 'am' Mittelwert der Verteilungen der Basisvariablen gebildet werden können. Diese Werte stehen bei dem angewendeten Programm als die Ableitungen am Mittelwert des ersten Iterationsschrittes zur Verfügung. Abgesehen von numerischen Ungenauigkeiten, die sich bei der relativ groben Schrittweite zur Bildung der numerischen Ableitungen kaum vermeiden lassen, ist der Anteil der einzelnen Verteilungen an der Gesamtstreuung des Systems so klar erkennbar.

7. Literaturverzeichnis

- /1/ Fisz, M.: Wahrscheinlichkeitsrechnung und mathematische Statistik. VEB Deutsche Verlag der Wissenschaften, Berlin 1970.
- /2/ Morgenstern, D.: Einführung in die Wahrscheinlichkeitsrechnung und mathematische Statistik. Springer-Verlag 1968.
- /3/ Kreyszig, E.: Statistische Methoden und ihre Anwendungen. Verlag Vandenhoeck und Rupprecht in Göttingen 1968.
- /4/ Heinhold-Gaede: Ingenieur-Statistik. R. Oldenburg, München - Wien 1968.
- /5/ Abramowitz, M.,
 Stegun, I.: Handbook of Mathematical Functions. Dover Publications Inc., New York 1965.
- /6/ König, G.,
 Hosser, D.,
 Schobbe, W.: Sicherheitsanforderungen für die Bemessung von baulichen Anlagen nach den Empfehlungen des NA-Bau - eine Erläuterung. Bauingenieur 57 (1982), 69 - 78.
- /7/ Basler, E.: Untersuchungen über den Sicherheitsbegriff von Bauwerken. Schweizer Archiv April 1961, S. 133 - 160.
- /8/ Fießler, B.,
 Hawranek, H.,
 Rackwitz, R.: Numerische Methoden für probabilistische Bemessungsverfahren und Sicherheitsnachweise. Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau (LKI), TU München, Sonderforschungsbereich 96 Heft 14 - 1976.

II. Untersuchungen an Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung

1. Allgemeines

Die Berechnung von Stahlbetonbauteilen unter Temperatureinwirkung kann mit den grundlegenden Arbeiten des SFB 148 für einfache stabförmige Bauteile als weitgehend gelöst angesehen werden. Der damit verbundene Berechnungsaufwand ist zwar noch erheblich, stellt aber für leistungsfähige Rechenanlagen grundsätzlich kein Problem mehr dar.

Mit den so gegebenen Berechnungsmöglichkeiten und den nationalen und internationalen Bestrebungen, den "Katastrophenlastfall Temperatureinwirkung" im Rahmen probabilistischer Bemessungskonzepte genauer erfassen zu können, stellt sich nunmehr die Frage, wie das Einzelbauteil bei solch einer Betrachtungsweise zu beurteilen ist. Dies gilt besonders für die Fälle, bei denen letztlich bei der brandschutztechnischen Dimensionierung von Bauteilen auf kodifizierte Werte zurückgegriffen wird. Hier gilt es, festzustellen, ob mit diesen Bauteilen ein über den Anwendungsbereich gleichmäßiges Sicherheitsniveau erreicht wird.

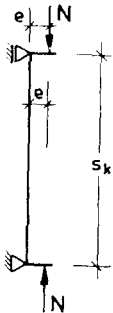
Mit den in diesem Zusammenhang notwendigen Berechnungen nach Abschnitt I erhöht sich der numerische Aufwand erheblich, so daß die Entwicklung eines leistungsfähigen Rechenmodells unumgänglich ist. Außerdem ist wegen der Bildung von numerischen Ableitungen eine erhöhte numerische Stabilität bei der Traglastberechnung erforderlich, da andernfalls die angewandten numerischen Verfahren ein sehr schlechtes Konvergenzverhalten aufweisen. Aus diesem Grund stellt die Entwicklung eines entsprechenden Rechenmodells - wie auch bei den später betrachteten Holz- und Stahlbauteilen - einen nicht unerheblichen Teil der Gesamtlösung dar.

Um den Einfluß der maßgebenden Basisvariablen darzustellen, liegt der Schwerpunkt der Bearbeitung auf der Bauteilseite, d. h., die Brandeinwirkung wird deterministisch nach der Einheitstemperaturkurve (ETK) angenommen. Im Anschluß an diese Untersuchungen soll dann der Einfluß von streuenden Temperatureinwirkungen sowie der eines natürlichen Brandes aufgezeigt werden.

2. Allgemeine Berechnungsgrundlagen

Die allgemeinen Grundlagen zur Berechnung von Stahlbetonbauteilen unter Brandeinwirkung wurden u. a. schon in den Arbeiten /1/, /2/, /3/ und anderen Arbeiten des SFB 148 beschrieben. In den folgenden Abschnitten sollen die wichtigsten Berechnungsgrundlagen in der hier verwendeten Form kurz zusammengestellt und erläutert werden. Dabei ist zu beachten, daß es im Zuge der immer noch zeitaufwendigen Berechnungsmethoden nicht möglich ist, den jeweils neuesten Stand der Materialgesetze des Betons und des Baustahls mit in die Auswertung einzubeziehen, da andernfalls der gesamte Rechenkomplex wiederholt bearbeitet werden mußte. Die angewendeten Materialgesetze sind, wie an den Versuchsnachrechnungen nachgewiesen, in der Lage, das Bauteilverhalten ausreichend genau zu beschreiben, und somit ist es möglich, zuverlässige Aussagen zu erhalten.

2.1 Untersuchtes System



Als Rechenmodell wird der "Standardfall der Stabknickung" gewählt, da Untersuchungen über die Ausdehnung des hier entwickelten Verfahrens auf anders geartete und damit komplizierte Systeme ausstehen und somit noch ungeklärt ist, ob diese Systeme dann in der - bedingt durch die Forderungen von Abschn. I - notwendigen Anzahl und Genauigkeit berechnet werden können. Des weiteren wird davon ausgegangen, daß die Stütze zwangungsfrei gelagert ist und damit bei Brandeinwirkung keine äußeren Zwangskräfte erhält. Auch diese Idealisierung muß aus den o.g. Gründen in Kauf genommen werden.

Bild 1

Während auf die Ermittlung des Bruchzeitpunktes und damit der Feuerwiderstandsdauer solch eines Standardstabes unter konstanter Belastung nur kurz eingegangen werden soll, werden

die Berechnung der Traglast bei einer bestimmten Temperatureinwirkungsdauer in der hier gewählten Art und Weise genauer behandelt sowie die erforderlichen Annahmen und Vereinfachungen beschrieben.

2.2 Gleichgewichts- und Momenten-Krümmungs-Beziehung

Der Dehnungszustand jedes Stabelementes wird durch die beiden Randdehnungen ϵ_o und ϵ_u nach Bild 2 beschrieben.

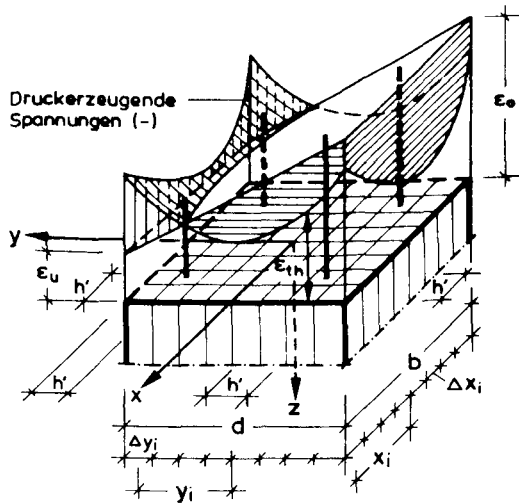


Bild 2

Mit einer Diskretisierung des Querschnitts gemäß Bild 2 in i Elemente, wobei i so gewählt werden sollte, daß sich $d/i < d/10$ bzw. 2,5 cm ergibt, können die daraus resultierenden inneren Schnittkräfte mit Hilfe der Gleichung (1) in Abhängigkeit von ϵ_u und ϵ_o beschrieben werden.

$$N = \sum_i \sigma_i(\epsilon_o, \epsilon_u, \epsilon_{th}) \cdot \Delta x_i \cdot \Delta y_i \quad (1)$$

$$M = \sum_i \sigma_i(\epsilon_o, \epsilon_u, \epsilon_{th}) \cdot \Delta x_i \cdot \Delta y_i \cdot y_i$$

Bei der Zuordnung eines bestimmten Beanspruchungszustandes zu den Dehnungen ϵ_o und ϵ_u und damit bei der Ermittlung der Krümmung jedes Stabelementes kann die übliche Näherung (2)

$$\chi = \frac{w''}{(1+w'^2)^{1.5}} \approx w'' \quad \text{mit } w'' \ll 1 \quad (2)$$

gelten. Unter der Annahme des "Ebenbleibens der Querschnitte" (Bernoulli-Navier-Hypothese) ergibt sich die Krümmung κ mit den Randdehnungen zu:

$$\kappa = \frac{\epsilon_u - \epsilon_o}{d} \quad (3)$$

Die Iteration zur Bestimmung der zu der vorgegebenen N-M-Schnittgrößenkombination zugehörigen ϵ_o - ϵ_u -Kombination erfolgt nach dem Verfahren von Newton-Raphson, bei Stahlbetonbauteilen zuerst angewendet von Cranston /4/ durch stetige Verbesserung der vorgegebenen oder schon verbesserten Ausgangswerte ϵ_o^i und ϵ_u^i mittels der Differenzengleichung (4)

$$\begin{aligned} \left(\frac{\Delta N}{\Delta \epsilon_o} \right)^i \Delta \epsilon_o^i + \left(\frac{\Delta N}{\Delta \epsilon_u} \right)^i \Delta \epsilon_u^i &= N - N^i = \Delta N \\ \left(\frac{\Delta M}{\Delta \epsilon_o} \right)^i \Delta \epsilon_o^i + \left(\frac{\Delta M}{\Delta \epsilon_u} \right)^i \Delta \epsilon_u^i &= M - M^i = \Delta M \end{aligned} \quad (4)$$

Die erforderlichen Korrekturen $\Delta \epsilon_{u,o}$ lassen sich aus (5) berechnen.

$$\begin{bmatrix} \Delta \epsilon_o \\ \Delta \epsilon_u \end{bmatrix}^i = D^{-1} \begin{bmatrix} \Delta N \\ \Delta M \end{bmatrix}^i \quad (5)$$

Das Verfahren konvergiert bei gut gewählten Ausgangswerten im allgemeinen sehr schnell: Bei Divergenz kann durch vom Programm neu und besser zu wählende Ausgangswerte normalerweise Abhilfe geschaffen werden.

2.3 Berechnung des Temperaturfeldes

Die Beschreibung des Brandverlaufs allein bringt eine Vielzahl von Einflußparametern, welche in Abschnitt V gesondert studiert werden.

Da hier das Verhalten der Stütze selbst im Vordergrund stehen soll, wird für den Verlauf der Brandraumtemperatur die ETK nach DIN 4102 angesetzt und als deterministische Größe behandelt, wobei die Beflammung der Stütze allseitig erfolgen soll.

Da die ETK außerdem den derzeit gültigen Brandverlauf bei der Bauteilprüfung darstellt, sollte dieser Verlauf - auch wegen des Vergleichs von Rechen- mit Versuchsergebnissen - hier beibehalten werden.

Für jedes Element der durch die Querschnittsdiskretisierung entstandenen Rasterfläche wird die Temperatur nach der Fourier-Gleichung

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda_m}{g \cdot c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{d\lambda_m}{dT} \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right] \frac{1}{g \cdot c} \quad (6)$$

berechnet. Bezüglich des Einflusses der Basisvariablen auf das so berechnete Temperaturfeld und der Auswahl einer maßgebenden Basisvariablen wird hier auf Abschnitt 4.4 verwiesen. Dabei liegt den Berechnungen ein Wert $\epsilon_{res} = 0,55$ und der konvektive Wärmeübergang mit $23,5 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ zugrunde.

Es wird davon ausgegangen, daß sich für die jeweiligen Knotenpunkttemperaturen des durch die Diskretisierung entstandenen Querschnittselements ein temperaturabhängiges Spannungs-Dehnungsgesetz angeben läßt, womit dann auch die stoffliche Nichtlinearität des Systems Berücksichtigung findet.

2.4 Temperaturabhängige Stoffparameter

2.4.1 Rechenannahmen für den Beton

Für die thermischen Dehnungen des Betons wurde das in Bild 3 dargestellte und in /3/ oder /1/ beschriebene Verhalten zugrunde gelegt.

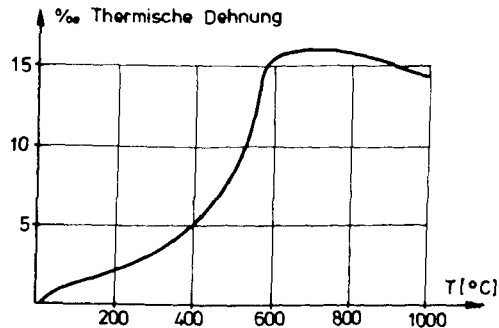


Bild 3: Thermische Dehnung des Betons

Bezüglich der temperaturabhängigen Arbeitslinien des Betons wurden zwei Vorschläge in Betracht gezogen. Bild 4 zeigt die Arbeitslinie nach /2/ und Bild 5 den Vorschlag nach /3/, wobei bei der letztgenannten jedoch der Einfluß des Hochtemperaturkriechens Berücksichtigung findet /5/.

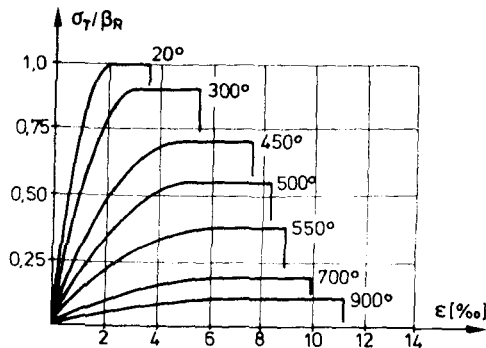


Bild 4: Betonarbeitslinien nach /2/

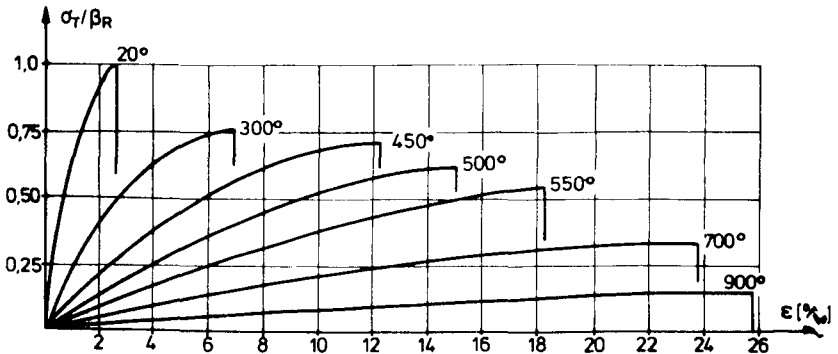


Bild 5: Betonarbeitslinien nach /3/

In den weiteren Berechnungen wird eine leicht modifizierte und in Bild 6 dargestellte Arbeitslinie in Anlehnung an Bild 5 weiterverwendet, da mit dieser Arbeitslinie bei den hier später zu untersuchenden Stützenabmessungen die günstigsten Annäherungen an die Versuchswerte erzielt wurden. Die Verwendung solcher abfallenden Äste bei Betonarbeitslinien wurde auch in /6/ und /7/ mit untersucht; allerdings stellt die Verwendung solch einer Arbeitslinie im Hochtemperaturbereich eine ingenieurmäßig angenäherte Beziehung dar.

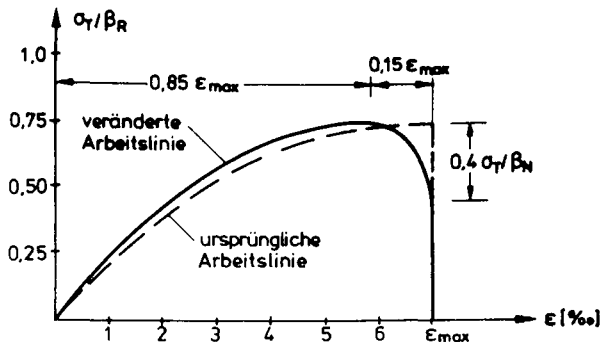


Bild 6: Veränderte Betonarbeitslinie bei 300 ° C

Der Übersichtlichkeit halber wurde in Bild 6 nur die Arbeitslinie bei 300 ° C vergrößert dargestellt, um die vorgenommenen Modifikationen deutlich zu machen. Diese Veränderung - und hier sei ein Vorgriff auf die im nächsten Abschnitt zu be-

schreibende Ermittlung des Grenzmoments erlaubt - wurde zur Verbesserung der numerischen Stabilität bei der Grenzmomentensuche und der Bildung der numerischen Ableitungen vorgenommen, damit bei geringen Veränderungen der Randdehnungen des Querschnitts ein durch die Querschnittsdiskretisierung bedingtes plötzliches rechnerisches Ausfallen von Elementen vermieden werden konnte, was die Bildung der numerischen Ableitungen erheblich stören kann.

2.4.2 Rechenannahmen für den Betonstahl

Für die temperaturabhängige Fließspannung und Bruchspannung sowie den temperaturabhängigen Elastizitätsmodul gelten die in Bild 7 angegebenen Beziehungen /2, 3/.

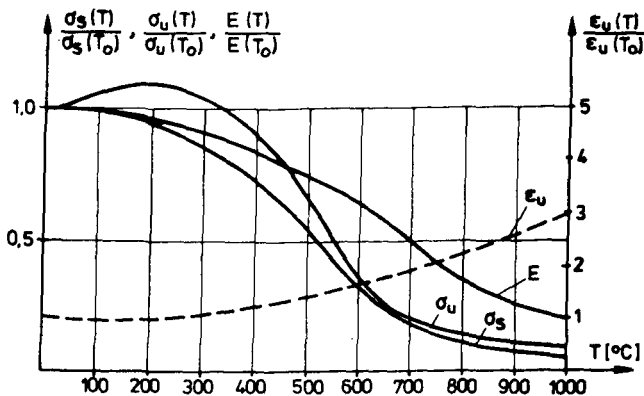


Bild 7: Grundwerte der thermischen Arbeitslinie des Betonstahls

Die thermischen Dehnungen des Betonstahls wurden, analog /3/ und wie in Bild 8 dargestellt, angenommen.

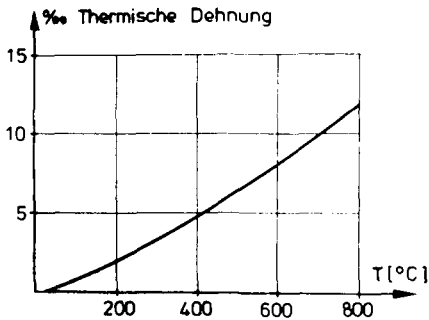


Bild 8: Thermische Dehnung
des Betonstahls

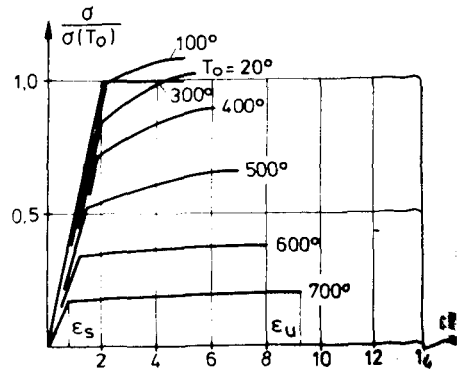


Bild 9: Temperaturabhängige
Betonstahlarbeitslinie

Mit den Grundlagen nach Bild 7 ergeben sich die in Bild 8 dargestellten thermischen Betonstahlarbeitslinien; dabei wird der Betonstahl rechnerisch nicht mehr berücksichtigt, sobald eine Dehnung von $\epsilon = 5 \times \epsilon_u$ erreicht ist.

3. Entwicklung eines Näherungsverfahrens zur Traglastberechnung thermisch beanspruchter Stahlbetonstützen

3.1 Entwicklung eines Näherungsverfahrens zur Berechnung des Bruchzeitpunktes unter konstanter Lasteinwirkung

Zur Ermittlung des Bruchzeitpunktes des in Bild 10 dargestellten Systems wird die Stütze bei einem "genauen" Berechnungsverfahren in Längsrichtung in j Einzelabschnitte diskretisiert,

wobei - linearer Krümmungsverlauf zwischen den Stababschnitten vorausgesetzt - die Ausbiegungen w_j an den jeweiligen Schnittstellen über die Gleichungen (6) bis (8) ermittelt werden können.

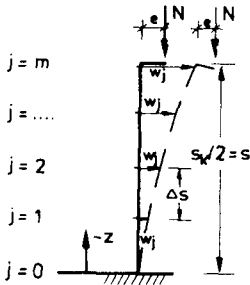


Bild 10

$$j = 0 \dots m \quad M_j^i = N \cdot (e + w_{j-m}^i - w_j^i) \quad (6)$$

$$M^i = f(\chi^i) \rightarrow \chi^i = f(M^i) \quad (7)$$

$$j = 1 \dots m \quad w_j^{i+1} = w_{j-1}^{i+1} + \frac{\Delta s^2}{6} \left[(2\chi_{j-1}^i + \chi_j^i) + \left(\sum_{k=2}^j \Delta s |(\chi_{k-2}^i + \chi_{k-1}^i)| / 2 \right) \Delta s \right] \quad (8)$$

Diese Iteration ist i -mal durchzuführen, und zwar so lange, bis die gerechneten Ausbiegungen w_j mit den vorher angenommenen bis auf eine vorgegebene Fehlerschranke übereinstimmen, bevor zum nächsten Temperaturzeitschritt übergegangen wird. Der Bruchzeitpunkt ist ermittelt, wenn

- in der M - χ -Beziehung kein Gleichgewicht mehr gefunden werden kann und damit die Bruchschnittgrößen erreicht sind oder
- nach $i = 10$ Iterationsschritten noch keine Konvergenz gefunden wurde, da sich dann nach weiteren Iterationsschritten wieder a) einstellt.

Da bei dieser Vorgehensweise an jeder Schnittstelle j die M - χ -Beziehung nach (4) zu ermitteln ist, dies jedoch wegen der Zeitaufwendigkeit der Rechnung hier nicht hingenommen werden kann, war zu überlegen, ob sich nicht - analog den von Quast in /8/ für Stahlbeton, jedoch ohne thermische Einwirkung angegebenen Verfahren - auch für Stahlbetonstützen unter thermischer Einwirkung eine Approximation der M - χ -Verteilung längs der Stützenachse angeben läßt, um die M - χ -Berechnung an den Stellen $j = 1 \div j = m - 1$ nach Bild 10 einzusparen. Prinzipiell ergibt sich der in Bild 11 dargestellte Zusammenhang:

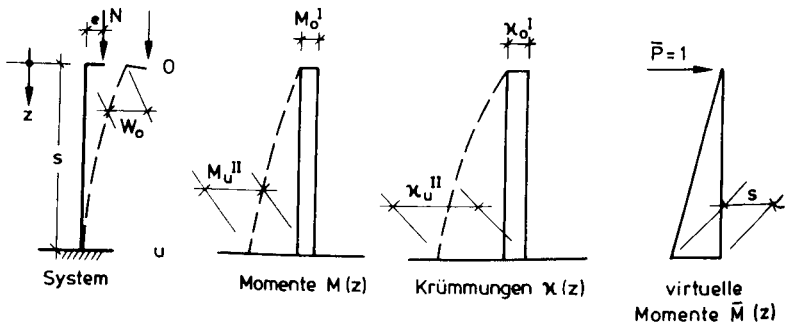


Bild 11: Grundfall der Kragstütze

Die Kopfverschiebung w_0 berechnet sich nach 4.4 zu

$$w_0 = - \int_0^s \chi(z) M(z) dz \quad (9)$$

Je nach Verlauf von χ_u^{II} kann diese Gleichung, wie in 4.5 angegeben, aufgelöst werden.

$$w_0 = -s^2 [A \cdot \chi_u^{II} + B \cdot \chi_0^I] \quad (10)$$

Durch die Faktoren A und B lassen sich die unterschiedlichen Verläufe steuern. Die Berechnungen wurden für dreiecks-, parabel- und sinusförmigen χ_u^{II} -Verlauf durchgeführt.

Die besten Ergebnisse ließen sich jedoch mit einem Verlauf in der Form (11)

$$\kappa(z) = (\kappa_U^{\text{II}} - \kappa_0^{\text{I}}) \cdot \left(2\left(\frac{z}{S}\right) - \left(\frac{z}{S}\right)^{15}\right) \quad (11)$$

erzielen.

Wird Gleichung (11) in (9) eingesetzt, ergibt sich eine Lösung analog (10) mit den Faktoren A und B zu:

$$A = 0,381; \quad B = 0,119 \quad (12)$$

Damit ist die Kopfverschiebung w_0 :

$$w_0 = -s^2 \left[0,381 \kappa_U^{\text{II}} + 0,119 \kappa_0^{\text{I}} \right] \quad (13)$$

Mit dieser Beschreibung des Krümmungsverlaufes lassen sich sämtliche M- κ -Berechnungen längs der Stützenachse einsparen, und die Iteration analog Bild 10 beschränkt sich nur noch auf die M- κ -Ermittlung in Stützenmitte, wobei die Versagenskriterien unverändert gültig bleiben. Die erforderliche Rechenzeit beträgt jedoch nur noch - je nach Einteilung der Stütze in Längsrichtung - $\sim 1/4 - 1/6$ der erforderlichen Rechenzeit, die bei Anwendung der Ansätze nach (6) - (8) erforderlich wäre; somit läßt sich eine wesentliche Einsparung an Rechenzeit erreichen.

3.2 Ermittlung der Bruchzeitpunkte, Vergleichsrechnungen

Im folgenden Abschnitt sollen einige Vergleichsrechnungen wiedergegeben werden, um die Unterschiede in der Ermittlung der Bruchzeitpunkte zwischen der Berechnung nach (4) - (8) ("genau") und der nach (13) ("Näherung") aufzuzeigen. Wie schon in Abschnitt 2.4.1 dargestellt, standen außerdem zwei Vorschläge zur temperaturabhängigen Betonarbeitslinie zur

Verfügung, die in gewissen Bereichen der Stützengeometrien zum Teil unterschiedliche Ergebnisse liefern. Zur Kalibrierung werden hier die im SFB 148 an schlanken Stahlbetonstützen gewonnenen Versuchsergebnisse herangezogen, wobei "A" für die Arbeitslinie nach Bild 4 und "B" für die nach Bild 6 steht. Die Rechenergebnisse gibt Tabelle 1 wieder, wohingegen Bild 12 die Ergebnisse in etwas anschaulicherer Form darstellt.

Tabelle 1

Laufende Nummer	Auflast [kN]	e [cm]	Fe Ø20	b/d [cm]	s _K [m]	β _S MN/m ²	β _R MN/m ²	t _u - Vers.	"A"		"B"	
									genau	Näherung	genau	Näherung
75 - 1/1	- 710	3,0	6	30/30	3,8	487	23	86'	78'	78'	83'	83'
76 - 1/3	- 740	1,5	6	30/30	4,8	462,5	29,3	85'	74'	75'	78'	77'
76 - 1/1	- 650	3,0	6	30/30	4,8	462,5	29,3	80'	72'	73'	79'	78'
75 - 3/1	- 610	3,2	6	30/30	5,8	487	23	61'	60'	60'	63'	64'
75 - 4/2	- 420	0,0	4	20/20	3,8	487	23	66'	62'	62'	67'	67'
75 - 5/2	- 340	0,0	4	20/20	4,8	487	23	48'	53'	40'	47'	46'
76 - 2/1	- 280	1,0	4	20/20	4,8	462,5	29,3	49'	50'	51'	61'	61'
76 - 4/1	- 170	6,0	4	20/20	4,8	462,5	29,3	49'	53'	53'	61'	62'
76 - 4/2	- 130	10,0	4	20/20	4,8	462,5	29,3	53'	53'	51'	63'	63'

Überdeckung ü = 4 cm

Des weiteren wurde ein Stützenbereich mit Parametern nach Tabelle 2 untersucht.

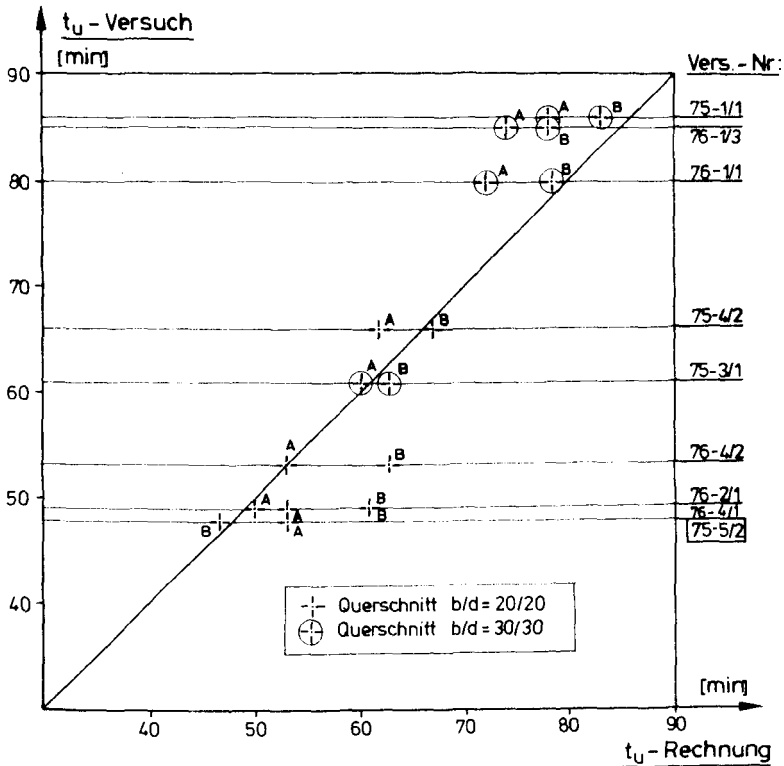


Bild 12: Vergleich zwischen Versuchsbruchzeitpunkten und berechneten Bruchzeitpunkten

Tabelle 2

Beton	B 25				B 35			
Querschnitt	20/20		30/30		20/20		30/30	
e/d	0,1	0,3	0,1	0,3	0,1	0,3	0,1	0,3
ges μ [%]	2	4	2	4	2	4	2	4
Schlankheit	$\lambda = 45, 70, 100$ für jeden Bereich!							

Hierbei wurden die Auflasten nach den zur Zeit gültigen Berechnungsverfahren nach DIN 1045 /9/ aus den jeweiligen Stützdaten zurückgerechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3 wiedergegeben.

Tabelle 3 : Ergebnisse der Berechnungen der
Bruchzeitpunkte für Stützen mit
Parametern nach Tabelle 2

Stütze	N [kN]	„A“		„B“		Stütze	N [kN]	„A“		„B“	
		gen.	Näh.	gen.	Näh.			gen.	Näh.	gen.	Näh.
B25-20-0,1-2-45	292	57	57	61	61	B35-.....	336	56	56	61	61
B25-20-0,1-2-70	232	48	48	50	49	B35-.....	284	42	43	44	43
B25-20-0,1-2-100	175	38	39	39	40	B35-.....	215	34	35	33	34
B25-20-0,1-4-45	388	67	67	71	70	B35-.....	440	65	65	70	69
B25-20-0,1-4-70	318	60	60	62	62	B35-.....	360	56	56	58	58
B25-20-0,1-4-100	265	43	44	44	43	B35-.....	347	34	35	32	33
B25-20-0,3-2-45	176	61	61	67	67	B35-.....	208	58	58	64	64
B25-20-0,3-2-70	164	46	45	51	51	B35-.....	184	42	41	48	47
B25-20-0,3-2-100	109	43	42	51	51	B35-.....	144	35	35	37	37
B25-20-0,3-4-45	262	68	68	74	73	B35-.....	294	66	66	73	72
B25-20-0,3-4-70	202	65	65	69	68	B35-.....	248	58	58	62	61
B25-20-0,3-4-100	180	50	49	52	52	B35-.....	237	38	38	47	48
B25-30-0,1-2-45	693	78	78	81	82	B35-.....	828	75	75	79	80
B25-30-0,1-2-70	576	61	60	63	62	B35-.....	693	55	54	58	57
B25-30-0,1-2-100	401	54	54	55	53	B35-.....	513	47	47	46	45
B25-30-0,1-4-45	927	83	84	85	85	B35-.....	1062	81	82	84	84
B25-30-0,1-4-70	778	72	72	73	72	B35-.....	900	68	67	69	68
B25-30-0,1-4-100	635	58	58	60	60	B35-.....	835	49	48	48	48
B25-30-0,3-2-45	468	76	76	84	84	B35-.....	558	74	74	79	79
B25-30-0,3-2-70	405	63	63	66	66	B35-.....	468	55	55	61	61
B25-30-0,3-2-100	280	56	56	62	61	B35-.....	370	47	47	49	49
B25-30-0,3-4-45	652	84	84	88	88	B35-.....	742	82	82	87	87
B25-30-0,3-4-70	545	76	75	78	76	B35-.....	630	71	71	74	73
B25-30-0,3-4-100	450	65	64	67	67	B35-.....	592	52	52	54	54

β_{WN} $\frac{b}{d}$ λ $\frac{ges}{e/d} \cdot 100$
 $\frac{b}{d}$

Die Rechenergebnisse lassen für die weitere Bearbeitung folgende Annahmen gerechtfertigt erscheinen.

- a) Das Näherungsverfahren berechnet gegenüber dem genauen Verfahren den Bruchzeitpunkt mit ausgezeichneter Genauigkeit. Die berechneten Bruchzeitpunkte stimmen in dem hier untersuchten Bereich fast immer überein; selten erscheinen Abweichungen ≥ 2 min.
- b) Zwischen den Ergebnissen mit den Arbeitslinien "A" und "B" bestehen je nach Bereich kleinere oder größere Zeitunterschiede. Diese sind bei Querschnitten 20/20 und $\lambda > 70$ am gravierendsten, wobei die Arbeitslinie "A" die geringeren Bruchzeitpunkte liefert, welche wiederum besser mit denen der Versuchsergebnisse in Tabelle 1 bei $b/d = 20/20$ übereinstimmen. Da jedoch hier im wesentlichen Stützen $\geq 30/30$ untersucht werden sollen und die Versuchsergebnisse in diesem Bereich besser von der Arbeitslinie "B" wiedergegeben werden, wird in der weiteren Bearbeitung die temperaturabhängige Betonarbeitslinie "B" nach Bild 6 verwendet.

3.3 Entwicklung eines Traglastmodells

Die Traglastberechnung schlanker Stahlbetonstützen unter thermischer Belastung - hier soll unter einer Traglastberechnung nicht die Berechnung einer bestimmten Feuerwiderstandsdauer bei konstanter Belastung und Exzentrizität der Last oder die Ermittlung der aufnehmbaren Kopfxzentrizität einer Stütze bei konstanter Branddauer und Belastung, sondern die Ermittlung der aufnehmbaren Normalkraft bei einer definierten Branddauer und Exzentrizität verstanden werden - stellt für den Einzelfall einer Traglastermittlung bei strenger Berechnungsweise einen sehr erheblichen Berechnungsaufwand dar. Die in der Literatur /6, 7, 8, 9, 10, 11/ beschriebenen Verfahren würden wegen des relativ hohen Iterationsaufwandes die durch die zur Verfügung stehenden Rechenkapazität und -zeit gesetzten Grenzen weit überschreiten. Eine geringere Genauigkeitsschranke bei der Iteration liefert zwar für die einfache Berechnung ein ausreichend genaues Ergebnis, aber auch dies kann hier aus Genauigkeitsgründen des in Abschnitt I beschriebenen Algorithmus nicht hingenommen werden. So begründet sich das im folgenden beschriebene Näherungsverfahren, welches es gestattet, mit der erforderlichen Genauigkeit und in der zur Verfügung stehenden Rechenzeit Traglasten zu berechnen, die die Bedingungen von Abschnitt I in bezug auf die Rechengenauigkeit erfüllen und den erforderlichen Zeitaufwand in noch annehmbaren Grenzen halten.

3.3.1 Grundsätzliche Zusammenhänge

Unter Berücksichtigung des Einflusses der Formänderungen ergibt sich das äußere Moment an der Einspannstelle (Bild 11) zu

$$M_u = N \cdot (e + w_0) \quad (14)$$

Mit (15) $M_i = f(\chi) \quad (15)$

und der Gleichgewichtsbedingung

$$M_i = M_u \quad (16)$$

ergeben sich prinzipiell die in den Bildern 13 und 14 dargestellten Zusammenhänge, wobei M_{gr} das Grenzmoment

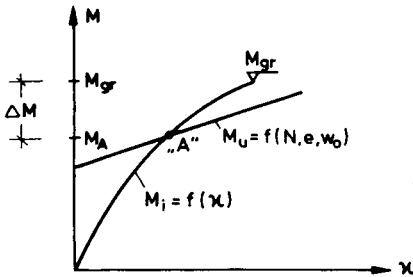


Bild 13

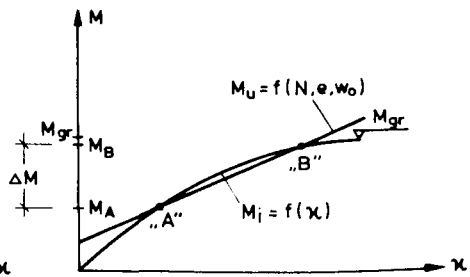


Bild 14

des Querschnittes unter der vorgegebenen Normalkraft N bedeutet. Dabei stellen die Schnittpunkte M_A , M_B die möglichen Gleichgewichtszustände dar, und bei einer Laststeigerung würde der Zustand in Bild 13 auf einen Materialbruch und der in Bild 14 auf einen Stabilitätsbruch zusteuern. Für diese Vorgehensweise zur Traglastbestimmung müssen jedoch zwei wesentliche Voraussetzungen gegeben sein:

- a - Bestimmung des Grenzmomentes
- b - Funktionale Beschreibung von $M_i = f(\chi)$

Sind diese Voraussetzungen gegeben, läßt sich die Traglast mit wenigen Suchschritten in N berechnen, wobei es nicht unbedingt notwendig ist, die Gerade M_u durch M_{gr} in Bild 13 oder die tangierende Gerade M_u an $M_i = f(\chi)$ in Bild 14 zu suchen.

Bei einer Laststeigerung mit ΔN bis zum Überschreiten der Traglast und schrittweiser Lastreduzierung mit $\Delta N/10$ bis zum Wiedererreichen eines stabilen Gleichgewichtszustandes und Einschaltung eines Zwischenschrittes können durch die Bildung von

$$\Delta M = M_{gr} - M_A \text{ in Bild 13}$$

oder $\Delta M = M_B - M_A \text{ in Bild 14}$

ausreichende Vorinformationen zur "genauen" Traglastberechnung erhalten werden. Durch Bildung der Momentendifferenzen ΔM , wie in Bild 15 aufgetragen, und durch Extrapolation mittels eines Polynoms in der Form (17)

$$N_{TR} = A + M^2 B + M^3 C \quad (17)$$

durch die Endpunkte ergibt das Absolutglied "A" der Parabel die Traglast. Das lineare Glied wurde vernachlässigt, um einen symmetrischen Kurvenverlauf zu erhalten.

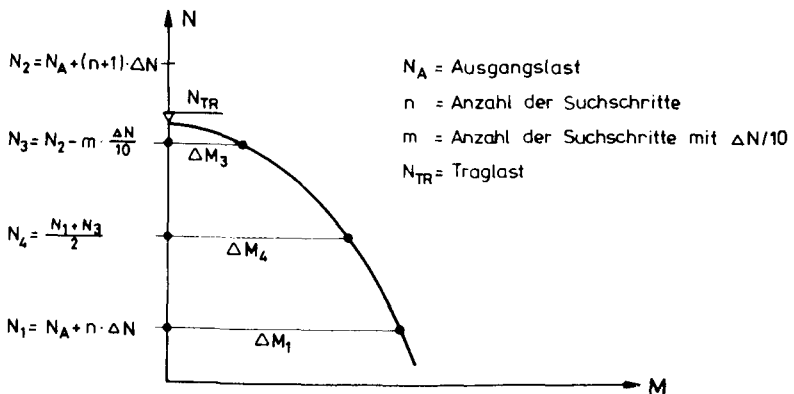


Bild 15: Ermittlung der Traglast aus den letzten drei Suchschritten

In bestimmten Bereichen kann es vorkommen, daß bei den letzten drei Suchschritten ein zwischen Bild 13 und Bild 14 gemischter Zustand auftritt. In diesem Fall

hat es sich bewährt, das Grenzmoment als Hilfspunkt zur Berechnung von ΔM anstatt des Punktes B in Bild 14 zur Hilfe zu nehmen. So wird es möglich, eine Traglast N_{TR} weitgehend ohne Iterationen und den damit verbundenen Zeitaufwand zu berechnen. Es soll an dieser Stelle nochmals erwähnt werden, daß das Verfahren für den späteren Gebrauch äußerst empfindlich ist, eine Bildung der Ableitungen $\partial N_{TR} / \partial x_i$ ($x_i \rightarrow$ Basisvariable) gestattet und außerdem in allen Teilen der Berechnung numerisch extrem stabil aufgebaut sein muß, da sonst eine Fehlberechnung zum Abbruch und damit zum Verlust des gesamten Rechenlaufes führt.

3.3.2 Bestimmung des Grenzmomentes

Aus Abschnitt 3.3.1 wird ersichtlich, daß der Bestimmung des Grenzmomentes bei vorgegebener Normalkraft entscheidende Bedeutung zukommt. Die Ermittlung bereitet jedoch Schwierigkeiten, da hier nicht wie bei Raumtemperatur das Grenzmoment durch die Variation von vorgegebenen Grenzdehnungen ermittelt werden kann. Um bei einer bestimmten Branddauer die noch kälteren Zonen im Inneren des Querschnitts zu aktivieren, kann das Grenzmoment nur über eine stetige Vergrößerung der Krümmung unter Anpassung der Normalkraftbedingung $N_i = N_A$ durch Translation der Krümmungsebene erreicht werden. Da die stetige Veränderung der Krümmung κ mit einem festen $\Delta\kappa$, welches im Bereich des Grenzmomentes, um diesen Bereich mit erforderlicher Genauigkeit zu erfassen, sehr klein sein müßte, was wiederum einen erhöhten Rechenaufwand zur Folge hat, wurde hier ein dem Gradientenverfahren bei der Extremalbestimmung von Funktionen mit mehreren Variablen analoger Rechengang gewählt.

Ausgehend von einem Anfangsdehnungszustand ϵ_O^i und ϵ_u^i werden die Änderungsrichtungen von ϵ_O und ϵ_u entsprechend den Gleichungen (18) und (19) festgelegt.

$$\Delta \epsilon_0 = \frac{dM}{d\epsilon_0 \cdot \text{Div}} ; \quad \epsilon_0^{i+1} = \epsilon_0^i + \Delta \epsilon_0 \quad (18)$$

$$\Delta \epsilon_u = \frac{dM}{d\epsilon_u \cdot \text{Div}} ; \quad \epsilon_u^{i+1} = \epsilon_u^i + \Delta \epsilon_u \quad (19)$$

Mit $d\epsilon = 10^{-7}$ und
 $\text{Div} = 10^{+12}$ bei Branddauern $\leq 20'$
 oder $\text{Div} = 5,5 \cdot 10^{+11}$ bei $\frac{dM}{d\epsilon_{0,u}} \geq 5 \cdot 10^7$
 oder $\text{Div} = 1,0 \cdot 10^{+11}$ bei $\frac{dM}{d\epsilon_{0,u}} \leq 5 \cdot 10^7$.

Nach jedem Suchschritt wird die dabei verletzte Normalkraftbedingung mit (20) wieder hergestellt.

$$\Delta \epsilon^j = \frac{N - N^j}{\left(\frac{\Delta N}{\Delta \epsilon} \right)^j} \quad (20)$$

$$\epsilon_0^{j+1} = \epsilon_0^j + \Delta \epsilon^j ; \quad \epsilon_u^{j+1} = \epsilon_u^j + \Delta \epsilon^j \quad (21)$$

Dieses Verfahren hat den Vorteil, daß in Bereichen steiler M - κ -Beziehungen mit großen Suchschritten und in der Nähe des Grenzmomentes mit entsprechend Gl. (18) und (19) kleineren Schritten vorgegangen wird. Wird die Belastung gesteigert, stehen aus dem vorhergehenden Rechenschritt sehr gute Ausgangswerte zur Verfügung, wenn von

$$\epsilon_{u,N+\Delta N}^{i+1} = \epsilon_{u,N}^{M_{gr}} \times 0,65 \quad (22)$$

$$\epsilon_{0,N+\Delta N}^{i+1} = \epsilon_{0,N}^{M_{gr}} \times 0,85 \quad (23)$$

ausgegangen wird, wobei die Faktoren 0,65 und 0,85 sich im Zuge der Bearbeitung als günstig erwiesen haben. Die schrittweise Bestimmung von M_i wird nach Bild 16 und 4.8 solange fortgesetzt, bis der Fall $M_{i+1} < M_i$ eintritt. Wird das Grenzmoment aus den letzten drei Schritten nach Bild 16 ermittelt, kann eine einfache parabolische Interpolation zu Fehlergebnissen führen, die bei einer Einzelberechnung ohne Belang sind, hier

jedoch zu fatalen Fehlinterpolationen und damit zum Abbruch des Programmes führen. Aus diesem Grund werden bei der Ermittlung des Grenzmomentes die letzten vier Stützpunkte (vgl. Bild 17) und die erste Steigung α_1 berücksichtigt. Diese Vorgehensweise ermöglicht eine Grenzmomentenbestimmung mit der hier notwendigen Genauigkeit.

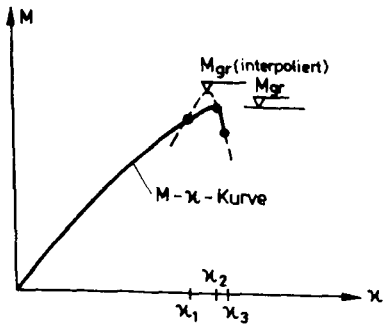


Bild 16

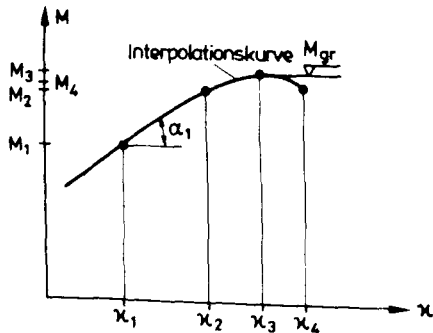


Bild 17

Auf weitere Eingriffe in den Rechnungsgang bei z. B. großen Differenzen zwischen κ_3 und κ_4 oder Konvergenzstörungen bei Gleichung (20) im Grenzmomentenbereich soll hier nicht näher eingegangen werden.

3.3.3 Approximation der M- κ -Beziehung

Die näherungsweise Beschreibung der M- κ -Beziehung von thermisch beanspruchten Stahlbetonquerschnitten bereitet wegen des Fehlens von ausgezeichneten Punkten - wie z. B. Auftreten eines Rißmomentes, unterschiedlicher temperaturabhängiger Fließbeginn der Druck- oder Zugbewehrungen oder das Erreichen von Grenzdehnungen - Schwierigkeiten, da bei einer Approximation durch Geraden nach /12/ entsprechende Punkte willkürlich gewählt werden müßten. Mit dieser Geradennäherung lassen sich - bedingt durch den oft sehr stark gekrümmten Charakter der M- κ -Kurven - keine ausreichend genauen Ergebnisse erzielen. Eine Approximation durch einen Polygonzug oder mittels Interpolationspolynomen bedingt jedoch wiederum die Berechnung zu vieler Stützstellen, was aus Zeit-

ersparnisgründen nicht hingenommen werden kann.

Da jedoch die hier zu approximierenden M - κ -Verläufe über den gesamten Bereich eine mehr oder weniger ausgeprägte Krümmung aufweisen, andererseits der Bereich bis zur Kopfkürmung κ_O^I (vgl. Bild 11) der Stütze nicht angenähert zu werden braucht, kann in Anlehnung an /13/ mit dem Ansatz nach (24) eine geschlossene Näherungslösung angegeben werden (s. hierzu Bild 18). Dabei wird nur eine Stützstelle M_S , κ_S benötigt, wobei sich der Wert

$$M_S = 0,8 M_{gr}$$

als günstig erwiesen hat. Da die Werte M_O^I , κ_O^I und M_{gr} , κ_{gr} schon bekannt sind, ist nur noch eine zusätzliche M - κ -Ermittlung notwendig. Die Darstellung des Kurvenverlaufs erfolgt in dem durch den Punkt M_O^I , κ_O^I verschobenen \bar{M} - $\bar{\kappa}$ -Koordinatensystem.

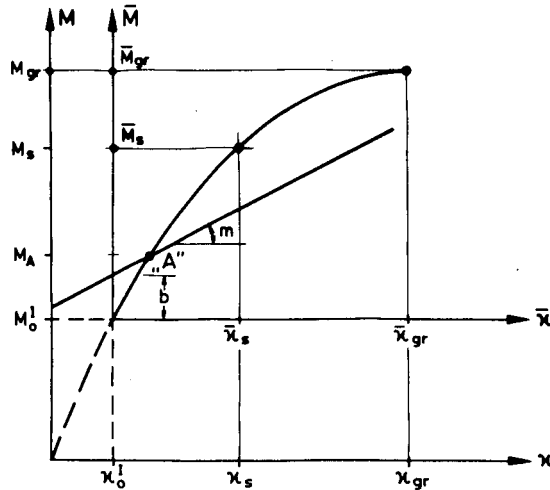


Bild 18

$$\bar{M} = \bar{M}_{gr} \left(1 - \left(1 - \frac{\bar{\kappa}}{\bar{\kappa}_{gr}}\right)^B\right) \quad (24)$$

$$B = \frac{\log\left(\left|\frac{\bar{M}_s}{\bar{M}_{gr}} - 1\right|\right)}{\log\left(\left|1 - \frac{\bar{\kappa}_s}{\bar{\kappa}_{gr}}\right|\right)} \quad (25)$$

Der Kurvenverlauf nach Gl. (24) hat den Vorteil, daß er bei \bar{M}_{gr} , $\bar{\kappa}_{gr}$ eine horizontale Tangente besitzt, was bei der Approximation von M - κ -Beziehungen mit großen nicht linearen Anteilen sehr von Vorteil ist.

Die Gleichung der äußeren Momente nach Gl. (14) mit (13) stellt sich nach Auflösung im \bar{M} - $\bar{\kappa}$ -System wie folgt dar:

$$\bar{M} = -m \cdot \bar{\kappa} - b \quad \text{mit} \quad (26)$$

$$m = N \cdot s^2 \cdot 0,381 \quad \text{und} \quad (27)$$

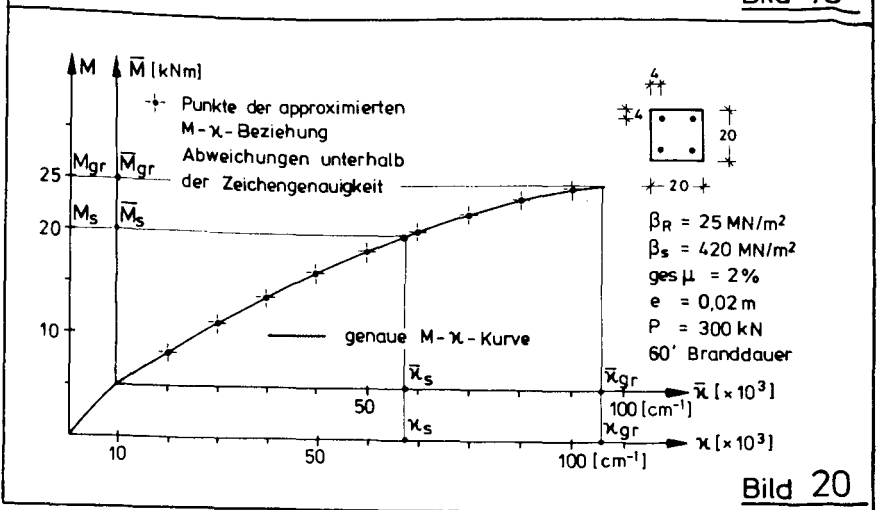
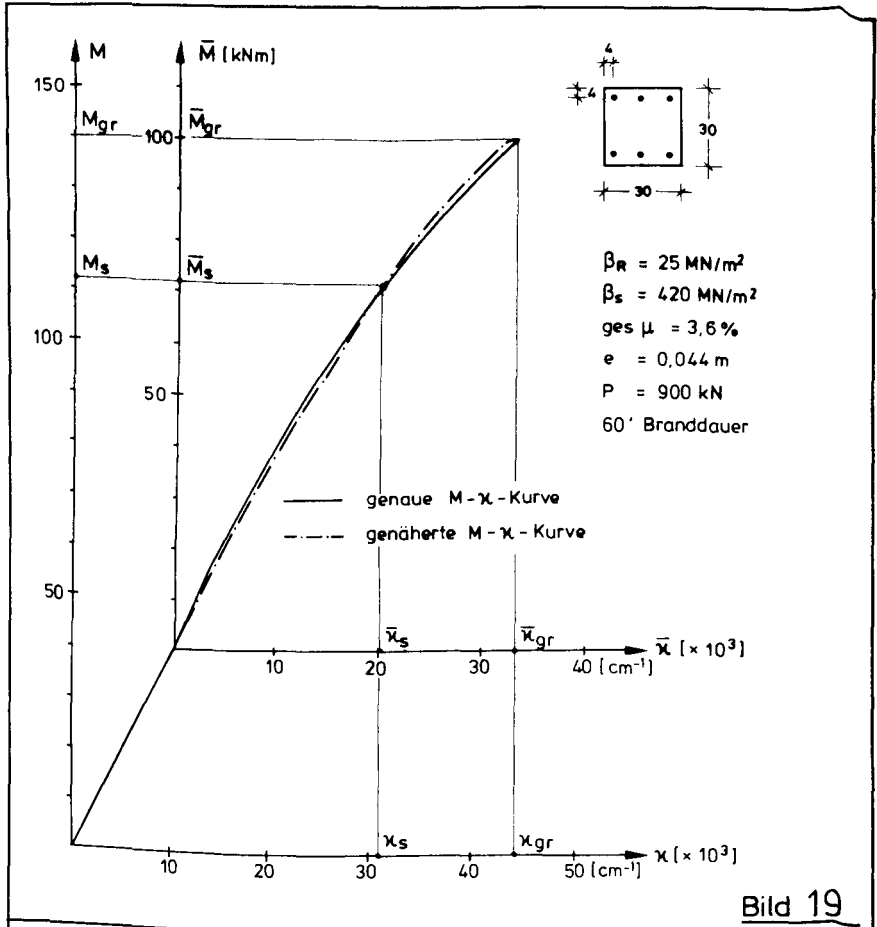
$$b = N \cdot s^2 \cdot \kappa_0^1 \cdot 0,5 \quad (28)$$

(N als Druckkraft negativ, $\kappa \rightarrow$ negativ)

Die Berechnung der möglichen Gleichgewichtszustände M_A , M_B (vgl. Bilder 13, 14 und 18) aus der Gleichung (29) stellt nun mit Hilfe eines einfachen Nullstellensuchprogramms keine Schwierigkeit dar.

$$\bar{M}_{gr} \left(1 - \left(1 - \frac{\bar{\kappa}}{\bar{\kappa}_{gr}}\right)^B\right) + m \bar{\kappa} + b \stackrel{!}{=} 0 \quad (29)$$

Die Güte der Annäherung der Näherungslösung (24 und 25) an den wirklichen Krümmungsverlauf soll hier an vier Beispielen (Bilder 19 - 22) mit den häufigsten charakteristischen Verläufen demonstriert werden. Bild 19 zeigt eine sehr steile M - κ -Charakteristik, die durch die Annäherung etwas linearisiert wird. Bei den Kurven nach den Bildern 21 und 22 tritt ein mehr oder weniger ausgeprägter oberer, nicht elastischer Bereich auf, der - wie die Abbildungen zeigen - sehr gut, zum Teil unter der Zeichengenauigkeit angenähert wird. Auch eine sehr langgestreckte Charakteristik - wie sie Bild 20 zeigt - läßt sich gut approximieren. Auf weitere Darstellungen anderer untersuchter Kurven, die wiederum ähnliche Charakteristiken aufweisen, soll hier verzichtet werden.



3.3.4 Genauigkeit der Traglastberechnung

Zur Kontrolle der Traglastermittlung auf den Grundlagen der vorangehenden Abschnitte wurden die Traglasten der in der Tabelle 1 aufgeführten Stützen mit den dort ermittelten Bruchzeitpunkten rückgerechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4 dargestellt.

Tabelle 4

Laufende Nummer	Bruchzeitpkt.	Versuchslast (kN)	Traglast rückgerechnet	Fehler [%]
75 - 1/1	83'	- 710,0	- 700,5365	- 1,35
76 - 1/3	77'	- 740,0	- 733,1162	- 0,90
76 - 1/1	78'	- 650,0	- 634,5629	- 2,40
75 - 3/1	64'	- 610,0	- 614,5693	- 0,75
75 - 4/2	67'	- 420,0	- 415,6000	- 1,01
75 - 5/2	46'	- 340,0	- 312,1331	- 8,90
76 - 2/1	61'	- 280,0	- 243,0791	- 15,20
76 - 4/1	62'	- 170,0	- 155,2908	- 9,50
76 - 4/2	63'	- 130,0	- 116,8938	- 11,2

Bei den Stützenquerschnitten 30/30 ergibt sich hier eine maximale Abweichung von 2,4 %, wohingegen bei den Querschnitten 20/20 und $e/d = 0,0 - 0,5$ erheblichere Abweichungen auftreten. Die Erklärung hierfür ist in der Charakteristik der M- κ -Beziehung zu suchen. Hier handelt es sich um solche nach Abbildung 23, d. h. mit einem kleinen elastischen Anfangsteil und einem relativ langen nicht elastischen Anteil. Da jedoch der Ansatz nach (24) nicht in der Lage ist, den sehr kleinen unteren elastischen Ast der M- κ -Beziehung genügend genau zu approximieren, muß bei diesen Abmessungen mit größeren Abweichungen gerechnet werden. Bei den später zu untersuchenden Systemen mit Querschnitten $> 30/30$ cm und $e/d > 0,1$ liegt die maximal beobachtete Abweichung bei 6 %, während im Mittel jedoch unter 2 % Abweichung erreicht werden. Dies resultiert aus den in den Tabellen 1 bis 3 im Anhang angegebenen Rückrechnungsergebnissen, die zur Kontrolle des Verfahrens bei jedem Datensatz mit vorgenommen wurden. Diese Ergebnisse zeigen, daß das hier entwickelte Rechenmodell - unter gewissen Einschränkungen, die hier jedoch nicht relevant sind - durchaus leistungsfähig genug ist, in der weiteren Bearbeitung des gestellten Problems Verwendung zu finden.

4. Zusammenstellung der Basisvariablen

Die Tragfähigkeit einer Stahlbetonstütze bei Raumtemperatur wird im wesentlichen durch folgende Parameter beeinflusst, die sich in den Gruppen

1. Geometrie
 - a) Querschnittsbreite b
 - b) Querschnittsdicke d
 - c) Stützenlänge s_k
 - d) Lage der Bewehrung x_{As}, y_{As}
 - e) Bewehrungsquerschnitt A_s
 - f) Lastexzentrizität e
 - g) Stützenschiefstellung
 - h) Stabvorkrümmung
2. Stoffkennwerte
 - a) Betondruckfestigkeit β
 - b) Stahlstreck-Quetschgrenze β_s
 - c) E-Modul des Stahles
3. Arbeitslinien des
 - a) Betons
 - b) Betonstahles

zusammenfassen lassen. Bei der Berechnung unter Temperatureinwirkung erhöht sich diese Anzahl wesentlich, und zwar um folgende Parameter:

4. Temperaturfeld
 - a) Brandraumtemperatur
 - b) Wärmeübergänge durch Strahlung
 - c) Wärmeübergänge durch Konvektion
 - d) Temperaturleitfähigkeit a
 - e) Wärmeleitfähigkeit λ_{th}
 - f) Feuchtigkeitsgehalt des Betons
5. Stoffkennwerte, thermisch
 - a) Temperaturabhängige Betonfestigkeit
 - b) Temperaturabhängige Veränderung der Streck- und Bruchgrenze des Betonstahles

- c) Temperaturabhängige Veränderung des E-Moduls des Stahles
- d) Thermische Dehnung des Betons
- e) Thermische Dehnung des Betonstahles

6. Thermische Arbeitslinien des

- a) Betons
- b) Betonstahles

Aus dieser Zusammenstellung ist ersichtlich, daß bei vollständiger Behandlung des Problems 26 Basisvariablen berücksichtigt werden müßten, was aber den Rechenaufwand in Größenordnungen ansteigen läßt, die nicht mehr zu bewältigen sind. Aus diesem Grund muß eine Einschränkung auf die wesentlichsten Parameter vorgenommen, oder es soll ein Parameter repräsentativ für eine Gruppe behandelt werden. Nach anfänglichen Vergleichsrechnungen, bei denen auch andere als die später hier zu behandelnden Basisvariablen mit in die Rechnung einbezogen wurden, ergab sich folgende Auswahl in bezug auf die Größe des Einflusses dieser Basisvariablen. Die Variablen werden hier in der Reihenfolge wiedergegeben, in der auch später die Auswertung erfolgen soll:

1. Rechenwert der Betondruckfestigkeit β_R bei 20°C
2. Stahlstreckgrenze β_S
3. Querschnittsbreite b
4. Querschnittsdicke d
5. Bewehrungslage Zugrand x_Z
6. Bewehrungslage Druckrand x_D
7. Temperaturabhängige Fließgrenze des Betonstahles (Z 1)
8. Temperaturleitfähigkeit a im Querschnitt (Z 2)

Durch diese Einschränkung ergeben sich folgende Voraussetzungen oder Annahmen:

1. Die Stützenlänge und der Bewehrungsquerschnitt werden als konstant angegeben. Diese Parameter zeigten bei allen Voruntersuchungen - auch bei großen Schlankheiten - keinen wesentlichen Einfluß.

2. Der E-Modul des Betonstahles und die thermische Veränderung desselben werden nicht als Basisvariable betrachtet. Auch hier haben sich nur Einflüsse gezeigt, die gegenüber denen der anderen Basisvariablen zu vernachlässigen waren.
3. Bezüglich der Form der Arbeitslinie des Betons wurde keine Veränderung berücksichtigt, sondern die Variation der Arbeitslinie des Betons wird allein durch die Streuungen der Betondruckfestigkeit bei 20 °C gebildet (vgl. /14, 15/).

Eine Streuung der temperaturabhängigen Veränderung der Stahlstreck- und Bruchgrenze wurde in die Rechnung mit einbezogen, da hier entsprechend aufbereitetes Datenmaterial zur Verfügung stand. Außerdem wurde der Einfluß einer Variation der thermischen Dehnungen des Betons und des Stahles vernachlässigt.

4. Wie schon erwähnt, wird für die Berechnung der Brandtemperatur die ETK deterministisch angesetzt. Bezüglich der Veränderung des Temperaturfeldes im Querschnitt wurde eine Voruntersuchung durchgeführt, um den für die Berechnung repräsentativen Parameter zu bestimmen (vgl. Abschnitt 4.5).

Diese Auswahl mag den Aussagewert der Ergebnisse durch die Vernachlässigung einiger Parameter vielleicht etwas beeinträchtigen; sie ist jedoch - und darauf sei noch einmal hingewiesen - vorerst unbedingt notwendig.

4.1 Betoneigenschaften

Bezüglich der zu erwartenden Streuungen des Betons kann hier auf die in der Literatur vorhandenen Forschungsergebnisse verwiesen werden /14, 16, 17, 18/. Aus den dort gemachten Angaben läßt sich der Schluß ziehen, daß für Betone mit einer Würfeldruckfestigkeit $\beta_w > 25 \text{ MN/m}^2$ eine mittlere Standardabweichung von $\sim 5 \text{ MN/m}^2$ angemessen ist. Es muß dabei angenommen werden, daß die Festigkeit des eingebauten

Betons dem des Prüfkörpers entspricht. Als Verteilungsfunktion wird die Normalverteilung verwendet, die zwar den Nachteil hat, daß sie negative Festigkeitswerte liefern kann, was jedoch hier wegen des betrachteten Bereiches nicht vorkommt.

Zur Berücksichtigung der Umrechnung der Würfeldruckfestigkeit auf die Prismenfestigkeit und des Einflusses der Dauerstandsfestigkeit wird der Faktor 0,7 bei der Berechnung des Mittelwertes der Festigkeit angesetzt. Da die Betondruckfestigkeit β_{WN} (Nennfestigkeit) nach DIN 1045 als 5%-Fraktile definiert ist, wird der hier verwendete Mittelwert $\bar{\beta}$ nach (5.1)

$$\bar{\beta}_R = 0,7 \cdot (\beta_{WN} + 1,65 \cdot 5,0) \quad (30)$$

berechnet.

4.2 Betonstahleigenschaften

Für den der Untersuchung zugrunde liegenden Betonstahl BSt 420/500 stellt hier die Streckgrenze β_s eine Zufallsvariable dar, wobei angenommen wird, daß alle im Querschnitt vorhandenen Stäbe der gleichen Verteilung unterliegen. Durch die strenge Güteüberwachung im Stahlbau kann angenommen werden, daß die Streckgrenze eine geringere Fraktile als 5 % darstellt, was durch die Auswertungen in /19/ erhärtet wurde. Dabei ergab sich, ohne eine besondere Aufteilung nach den Stabdurchmessern zu berücksichtigen, ein Mittelwert von

$$\bar{\beta}_s = 480 \text{ MN/m}^2 \quad (31)$$

und ein Variationskoeffizient von

$$V_x = 5,6 \% \quad (32)$$

Dies stimmt gut mit den in /14/ getroffenen Annahmen überein. Um die dabei aufgetretene positive Schiefe der Verteilung besser wiedergeben zu können, wurde als Verteilungsgesetz eine LN-Normalverteilung angesetzt.

Die Berücksichtigung der Streubreite der Temperaturabhängigen Streck- und Bruchgrenze erfolgt nach den Bildern 24 und 25. Dabei wurden eine obere und untere Grenze um die in /2/ angegebenen Versuchsergebnisse gelegt, wobei jedoch die Werte von Stählen höherer Güte außer acht gelassen wurden. Da bei diesen Basisvariablen feste Bereichsgrenzen gegeben waren, wurde eine Dreiecksverteilung gewählt.

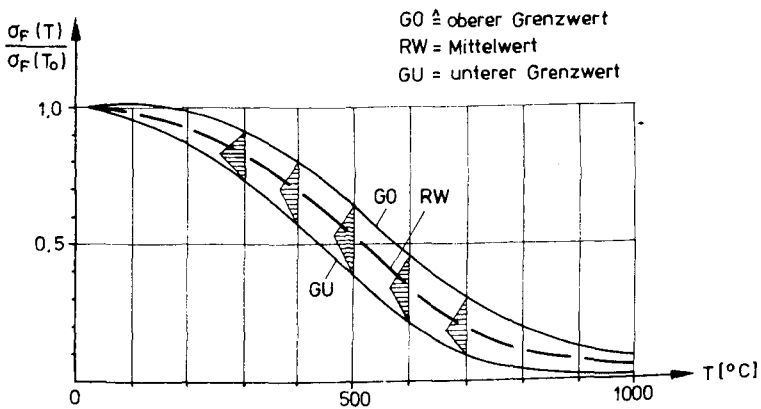


Bild 24: Streubereich der Streckgrenze

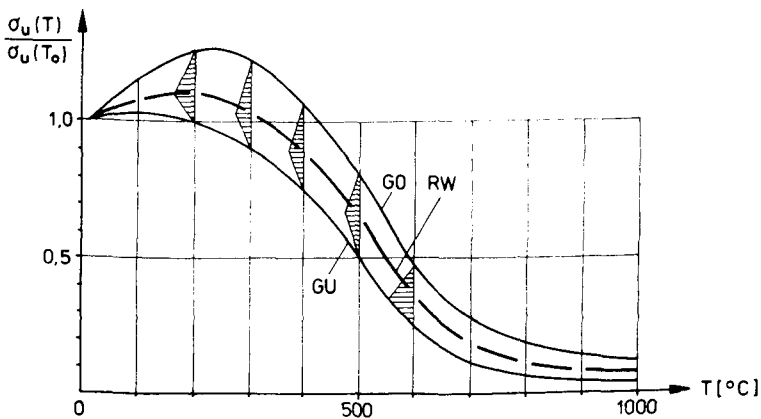


Bild 25: Streubereich der Bruchgrenze

Die Verteilung dieser Basisvariablen wird wiederum so angesetzt, daß auf jeder Seite die Wahrscheinlichkeitsmasse 0,5 vorhanden ist. Dabei wird bezüglich des jeweiligen aktuellen Bemessungswertes für die Stahlstreck- und Bruchgrenze derselbe Fraktilwert verwendet. Die Mittelwerte RW entsprechen natürlich denen in Bild 7; die Verteilungswerte werden rechentechnisch durch die Zahl $Z \ 1 \{0,1\}$ gesteuert.

4.3 Querschnittsabmessungen

Über die Streuungen der Querschnittsabmessungen bei Fertigteilstützen liegen - bedingt durch die Entwicklung der Normen 18203 und 18201 - eine relativ große Anzahl von Einzelmessungen vor, deren Ergebnisse hier jedoch nicht ganz uneingeschränkt übernommen werden sollen, da es sich vorwiegend um Messungen an werksmäßig in Stahlschalungen hergestellten Bauteilen handelt /20, 21, 22/.

Zu diesen Messungen kann gesagt werden, daß die Verteilungen symmetrisch um den Mittelwert liegen und z. B. bei einem Querschnitt von 40/40 maximale Abweichungen nach oben und unten von 1,2 cm beobachtet wurden (vgl. Bild 26 aus /22/.

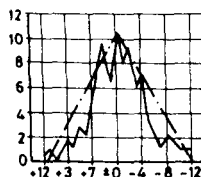


Bild 26: Häufigkeitsverteilungskurve zu einem Nennmaß von 400 mm

Anstatt der in (20 - 22) angesetzten Normalverteilungen sollen die Abweichungen der Querschnittsabmessungen hier als dreiecksförmig verteilt angesehen werden, um die Verteilungen nach oben und unten mit einem festen Grenzwert einzuschränken. In den hier in Frage kommenden Bereichen sind die Abweichungen gegenüber der Normalverteilung bedeutungslos.

Für die in Bild 26 dargestellten Verhältnisse ergibt dies eine Standardabweichung von $\sim 0,5$ cm und ein V_x von 1,25 %. Da diese Werte jedoch an industriemäßig gefertigten Bauteilen gewonnen wurden, über die wesentlich ungünstigeren Verhältnisse der Ortbetonschalungen jedoch keine zuverlässigen Unterlagen vorliegen, wurde ungünstigerweise der doppelte Wert für die Standardabweichung angesetzt. Die Abhängigkeit der Streubreite von den Querschnittsabmessungen, die nicht linear ist, wird mit dem Wurzelgesetz (33)

$$\Delta = \sqrt{0,15 \cdot \bar{x}} \quad (33)$$

berücksichtigt, so daß sich die unterschiedlichen Standardabweichungen nach Tabelle 5 für verschiedene Querschnitte ergeben. Hier liegen die Variationskoeffizienten bei 2,5 - 3,5 %, was über dem in /14/ angegebenen Wert von

Tabelle 5

b/d	σ
20/20	0,707
30/30	0,866
40/40	1,000

2 % liegt. Wenn dieser Ansatz die Verhältnisse etwas zu ungünstig beurteilen sollte, wird dieser doch vorerst, bis bessere Meßwerte vorliegen, bei der weiteren Auswertung beibehalten.

4.4 Bewehrungslage im Querschnitt

Hier liegen - im Gegensatz zu Abschnitt 4.3 - keine so ausführlichen Messungen vor, die es gestatten, genauere Angaben zu machen. Bei den Messungen nach /23/ wur-

den bei Querschnitten von 20/20 und 30/30 cm maximale Abweichungen der Bewehrungsstäbe von 1,2 cm nach jeder Seite von ihrer Sollage gemessen. Bei den Messungen nach /24/ wird erwähnt, daß die Fehler in der Bewehrungslage offensichtlich in ihrer Größe von den Abmessungen der Stütze abhängig sind. Auch hier wurden Abweichungen von 0,3 bis zu 1,6 cm gemessen, wobei die Standardabweichung $\sim 0,5$ cm betrug. Aus diesem Grund wird bei den hier betrachteten Querschnitten die mögliche maximale Abweichung analog (33) festgelegt, wobei für \bar{x} der Wert $(d/2 - \bar{u})$ einzusetzen ist (analog in y-Richtung).

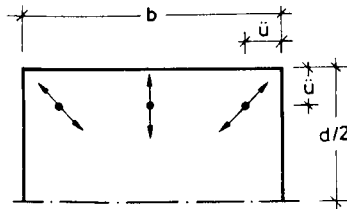


Bild 27: Mögliche Verschiebungsrichtung der einzelnen, jedoch in einer Bewehrungslage zusammengefaßten Bewehrungsstäbe

Bild 27 gibt die möglichen Bewegungsrichtungen wieder, wobei angenommen wurde, daß sich der Eckstab über die Diagonale bewegt, um so eine Bewegungsrichtung in wärmere oder kältere Zonen des Querschnittes besser simulieren zu können. Mit diesen Grundlagen ergeben sich die maximalen Abweichungen aus der Sollage nach Tabelle 6. Diese Werte stimmen gut mit den gemessenen Werten nach /23, 24/ überein.

Tabelle 6

b/d	Δx
20/20	0,9 cm
30/30	1,28 cm
40/40	1,6 cm

Auch hier wird aus den schon erwähnten Gründen wiederum eine Dreiecksverteilung zur Beschreibung der Bewehrungslagen angesetzt.

4.5 Temperaturfeld

Wie schon in Abschnitt 5 dargelegt, soll stellvertretend für die Basisvariablen 4 b - f diejenige variiert werden, welche über den gesamten zeitlichen Brandverlauf gesehen, den größten Einfluß zeigt. Zunächst sei jedoch kurz einmal dargestellt, wie sich der berechnete Temperaturverlauf im Querschnitt und in der Bewehrung mit den hier verwendeten Mittelwerten gegenüber einigen gemessenen Werten verhält. Bild 28 zeigt dies für einen Querschnitt $b/d = 30/30$.

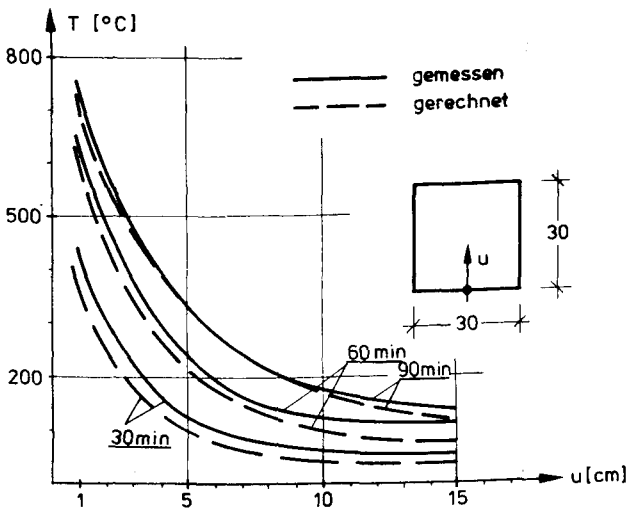


Bild 28: Gemessener und gerechneter Temperaturverlauf bei einem Querschnitt 30/30

Dabei ergab sich, daß diese etwas unter den im Versuch gemessenen Werten liegen, jedoch für höhere Branddauern durchaus als gut bezeichnet werden können; denn die gemessenen Werte unterliegen doch noch ziemlichen

Versuchsstreuungen. Auch der in Bild 29 dargestellte Temperaturverlauf in der Bewehrung liegt in dem durch die Versuchswerte belegten Bereich.

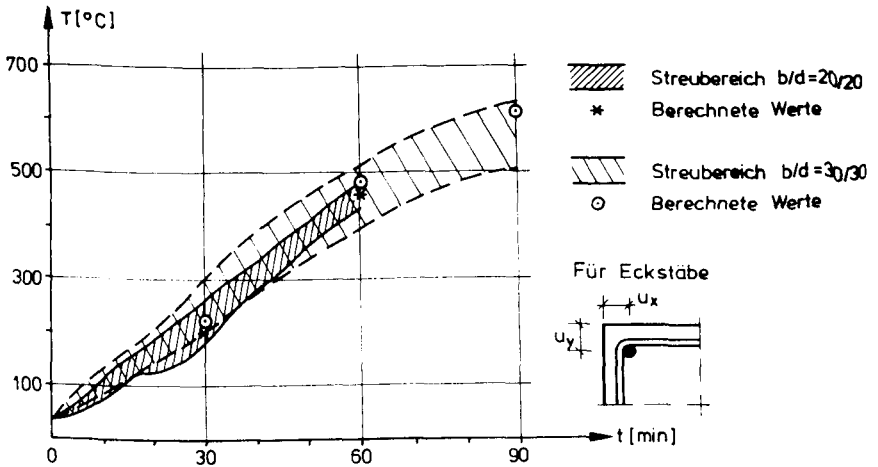


Bild 29: Temperaturverlauf in der Bewehrung bei Eckstäben

Die Berechnungen zeigten außerdem, daß für die Längsbewehrungen im mittleren Bereich die Verhältnisse ähnlich gelagert sind.

Bei einer anschließenden Variationsstudie wurden die Mittelwerte jeweils um 10 % variiert, da keine genaueren Versuchsstreuungen vorlagen, und für die Temperaturleitfähigkeit der Verlauf nach Bild 30 angesetzt, wobei die oberen und unteren Grenzwerte um die Versuchswerte nach /25/ gelegt wurden. Auch hierbei entsprechen die Abweichungen vom Mittelwert im mittleren Temperaturbereich ~ 10 %.

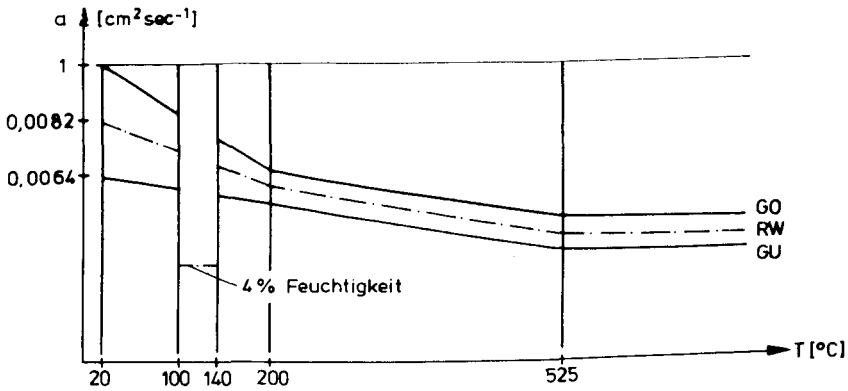


Bild 30: Grenzwerte der Temperaturleitfähigkeit

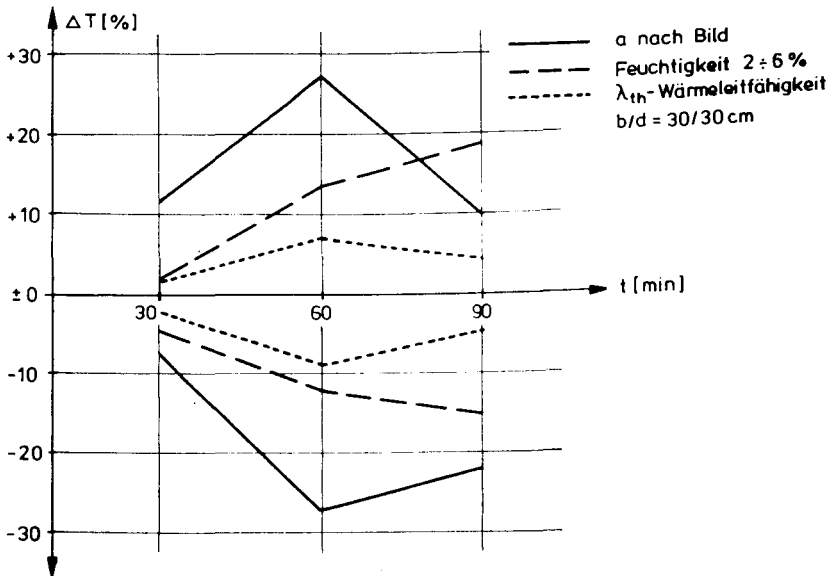


Bild 31: Prozentuale Temperaturänderung durch Veränderung der Eingangsdaten in Abhängigkeit von der Branddauer im Kern bei einem Querschnitt $b/d = 30/30 \text{ cm}$

Diese Untersuchungen wurden für die Eckpunkte, mittleren Randpunkte, allgemeinen mittleren Querschnittspunkte bei Querschnitten 20/20 und 30/30 cm und deren Bewehrungen durchgeführt. In Bild 31 sind die typischen berechneten Temperaturabweichungen für den noch tragenden Kern dargestellt. Hierbei wurden die Werte für Strahlung und Konvektion der Übersichtlichkeit halber nicht mit dargestellt. Die entsprechenden Werte lagen hier unter 5 %. Im allgemeinen kann gesagt werden, daß der Ansatz der Temperaturleitfähigkeit nach Bild 30 den größten Einfluß zeigte (vgl. Bild 31), wobei jedoch nicht verschwiegen werden soll, daß der Einfluß der Wärmeleitfähigkeit in den äußersten Randzonen durchaus dem der Temperaturleitfähigkeit gleichkommt (vgl. Bild 32). Hier werden außerdem auch die Strahlungs- und Wärmeübergangseinflüsse wesentlich deutlicher, so daß die Entscheidung, den Verlauf der Temperaturleitfähigkeit nach Bild 30 anzusetzen, als Kompromiß im Rahmen der Berechnungsmöglichkeiten angesehen werden muß.

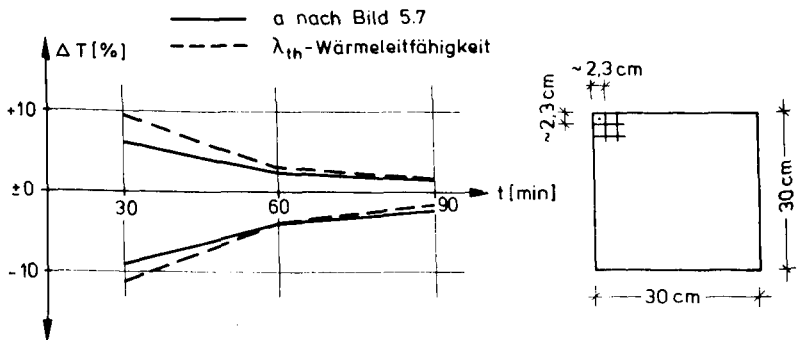


Bild 32: Prozentuale Temperaturänderung durch Veränderung der Eingangsdaten in Abhängigkeit von der Branddauer im Eckelement bei einem Querschnitt $b/d = 30/30$ cm

Zwischen den beiden Grenzwerten G_0 und G_U wird die Temperaturleitfähigkeit wiederum als dreiecksförmig verteilt angesehen und rechentechnisch durch die Zahl $Z_2 \{0,1\}$ gesteuert.

4.6 Belastungsmodell

Dem Ansatz der Belastungsverteilung im Gesamtrechenmodell kommt naturgemäß eine wesentliche Bedeutung zu, nur sind dem Verfasser aus der Literatur keine konkreten Angaben bezüglich eines einheitlichen Verteilungsgesetzes bekannt, welches den instationären und stochastischen Belastungsprozeß vereinfachend - zusammen mit der Verteilung des Eigengewichts der Konstruktion - als stationär mittels einer einzigen Verteilungsannahme beschreibt.

Aus diesem Grund soll versucht werden, den Einfluß der Belastungsverteilung mittels einer ungünstigen und alternativ einer günstigeren Schätzung einzugrenzen, wobei die erste Annahme davon ausgeht, daß es sich um Gebäude mit hohem Eigengewichtsanteil handelt und das Verhältnis vom Eigengewicht (D) zu Verkehrslast (L) 80 % zu 20 % betragen soll, was bei Hallenbauten, Außen- und Eckstützen sehr oft zutreffen dürfte. Da in dem Eigengewichtsanteil erfahrungsgemäß schwer erfaßbare Zuschläge für Einbauten, Fassadenteile etc. enthalten sind, erscheint es angebracht, diesen Eigengewichtsanteil mit einem etwas größeren Variationskoeffizienten in die Rechnung eingehen zu lassen; hier soll v_D zu 18 % abgeschätzt werden. Für die Verkehrslast möge die ungünstige Annahme gelten, daß diese die 10-%-Fraktile der Grundgesamtheit darstellt. In der Literatur werden die Variationskoeffizienten v_L der Verkehrslast oft zwischen 0,4 und 0,65 angegeben, so daß hier ein mittlerer Wert von $v_L = 0,52$ gelten soll.

Des weiteren erscheint die Annahme gerechtfertigt, daß beide Anteile annähernd normal verteilt sind. Dann gilt:

$$D = N \left\{ \bar{D}, 0,18 \bar{D} \right\} \quad (34)$$

$$L = N \left\{ \frac{L_q}{(1+a \cdot v_L)} ; \frac{v_L \cdot L_q}{(1+a \cdot v_L)} \right\} \quad (35)$$

Die gemeinsame Verteilung nach dem Additionssatz für Normalverteilungen hat dann die Form (5.6).

$$P = N \left\{ \bar{D} + \frac{L_q}{(1+a \cdot v_L)} ; \sqrt{(0,18 \cdot \bar{D})^2 + \left(\frac{v_L \cdot L_q}{(1+a \cdot v_L)} \right)^2} \right\} \quad (36)$$

Mit (38) und (39)

$$\bar{D} = 0,8 \cdot N_{DIN} \quad (37)$$

$$L_q = 0,2 \cdot N_{DIN} \quad (38)$$

sowie $a = 1,28$ lassen sich aus 5.6 der Mittelwert

$$\bar{P} = 0,92 P_{DIN} \quad (39)$$

und die Standardabweichung

$$\sigma_{\bar{P}} = 0,158 P_{DIN} \quad (40)$$

der Belastungsverteilung ableiten.

Diese Annahmen stellen - wie schon gesagt - eine ungünstige Schätzung dar, welche jedoch durchaus im Bereich der bisherigen Erfahrungen liegen kann und mit der vorerst weiter gerechnet werden soll, um auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse zu bekommen.

Um auch die Auswirkungen einer günstigeren Annahme auf die β -Werte erfassen zu können, wird eine zweite Abschätzung vorgenommen. Dieser liegt die Annahme zugrunde, daß sich das Verhältnis Verkehrslast zu Eigengewicht nun wie 70 % zu 30 % verhält, wobei v_D diesmal nur 0,1 betragen soll.

Aus Lastmessungen (vgl. auch /26/) ist bekannt, daß sich die Nutzlast i. allg. aus einem quasi ständig vorhandenen An-

teil sowie einem kurzfristig auftretenden Anteil aus Betriebszuständen etc. zusammensetzt. Für eine probabilistische Bemessung ist im Normalfall nun nicht dieser ständig vorhandene Lastanteil maßgebend, sondern die Verteilung der in einem Bezugszeitraum von $T = 1$ oder 50 Jahren auftretenden Belastungsmaxima. Diese Betrachtungsweise ist jedoch wiederum von Gebäude- und Einzugsflächen abhängig, d. h., bei Gebäuden mit häufig wechselnden Lasten ergibt sich ein anderes Bild in bezug auf die Verteilung der Extremwerte als bei solchen mit nicht zu häufig wechselnden Belastungen, wobei die Festlegung, was als Extremwert zu betrachten ist, wiederum eine deterministische Annahme darstellt. In /26/ wird gezeigt, daß sich die Verteilung der jährlichen Extremwerte nahezu mit der jeweils gemessenen Grundverteilung deckt. Erst bei einem Zeitraum von $T = 50$ Jahren wird eine Extremal-Typ-I-Verteilung zur Beschreibung der auftretenden Maxima herangezogen. Hierbei zeigt sich wiederum, daß die Standardabweichungen der jährlichen und der 50jährigen Extremwerte dicht beieinander liegen, die Mittelwerte jedoch größere Unterschiede aufweisen.

Hier erhebt sich nun die Frage, ob es gerechtfertigt erscheint, für den "Lastfall Brandeinwirkung" die Mittelwerte der 50jährigen Extremalverteilung oder nur den quasi stationären Belastungsanteil zugrunde zu legen. Da sich solche eine Nutzlast jedoch aus verschiedenen Nutzlastanteilen zusammensetzt, erscheint es gerechtfertigt, diesen Anteil als quasi-stationär und normalverteilt zu behandeln.

Zur Ableitung dieser Werte wurden die in /27, 28, 29/ angegebenen Messungen herangezogen, welche in Büro- und Wohngebäuden sowie in Parkhäusern vorgenommen wurden. Nach diesen Messungen ergeben sich für mittlere Lasteneinzugsflächen die in Tabelle 7 genannten Werte:

Tabelle 7

	[kN/m ²]		q _{DIN} [kN/m ²]
a) Wohnungen: *)	$\bar{q}_{\max} = 0,680$	$v_q = 0,460$	$= 1,5$
b) Bürogebäude:	$= 0,522$	$v_q = 0,370$	$= 2,0$
c) Parkhäuser: a)	$= 1,658$	$v_q = 0,049$	$= 3,5$
b)	$= 1,938$	$v_q = 0,047$	$= 3,5$

*) Mittelwert aus vier Meßgruppen

Werden die Werte der Tabelle 7 entsprechend der Anzahl der vorgenommenen Einzelmessungen gewichtet, erhält man für den Fraktilwert von q_{DIN} den Fraktilfaktor α zu $\sim 3,1$ und v_L zu $\sim 0,44$, wobei die Werte c), die sehr spezielle Messungen darstellen, nicht mit berücksichtigt wurden. Die gemeinsame Verteilung ergibt sich dann nach (5.6) zu:

$$P = N \left\{ 0,7 N_{DIN} + \frac{0,3 \cdot N_{DIN}}{(1+0,44 \cdot 3,1)} ; \sqrt{(0,1 \cdot 0,7 \cdot N_{DIN})^2 + \frac{(0,44 \cdot 0,3 \cdot N_{DIN})^2}{(1+0,44 \cdot 3,1)^2}} \right\} \quad (41)$$

Daraus folgt

$$\bar{P} \approx 0,83 P_{DIN} \quad (42)$$

$$\text{und} \quad \sigma_P \approx 0,09 P_{DIN} \quad (43)$$

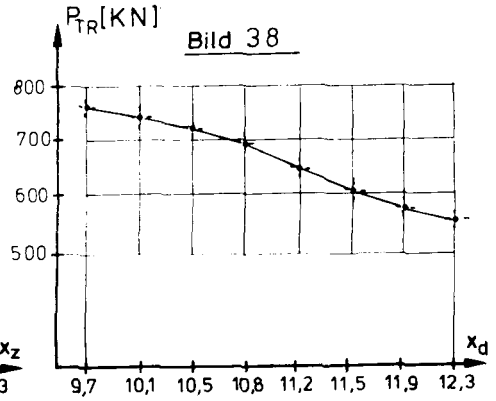
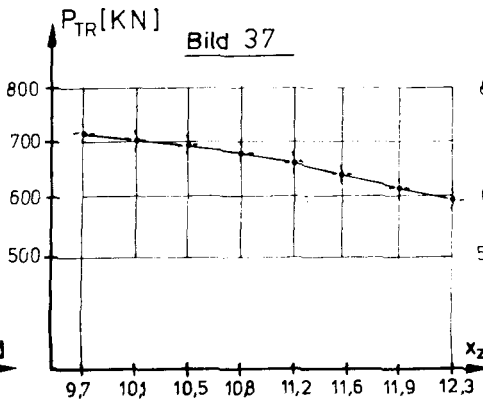
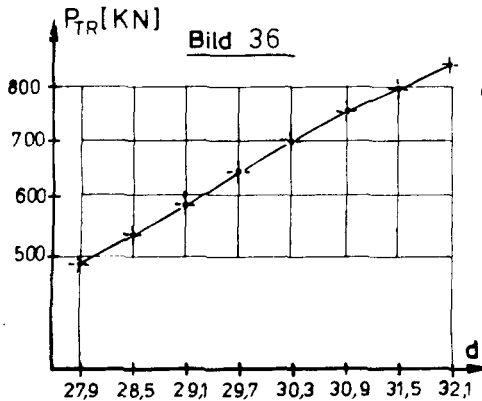
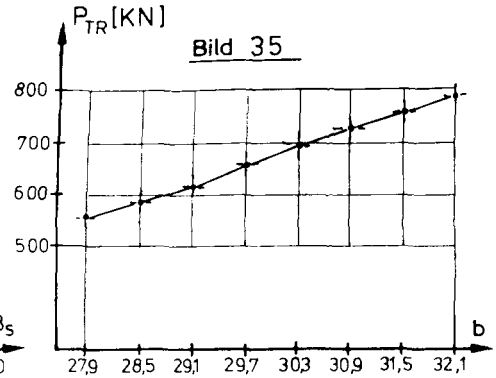
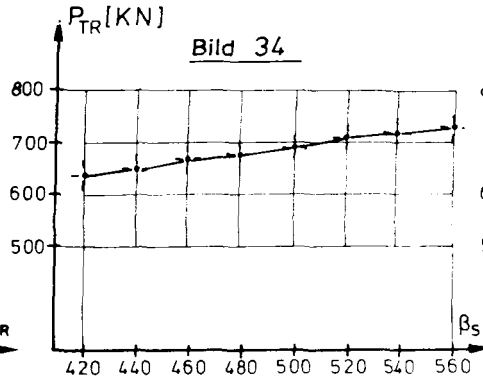
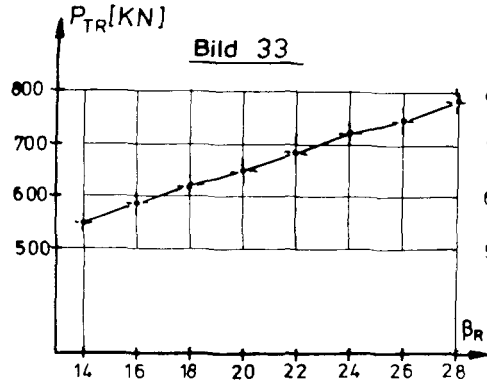
Im Gegensatz zu (39) und (40) stellt die durch (42) und (43) charakteristische Verteilung eine günstigere Annahme dar. Der Einfluß dieser geänderten Belastungsverteilung auf den die operative Versagenswahrscheinlichkeit repräsentierenden β -Wert wird in Abschnitt 5.7 aufgezeigt.

4.7 Linearitätskontrolle

Das im Abschnitt I beschriebene Verfahren, bei welchem anstelle der nicht genau bekannten Verteilungen der Basisvariablen nur deren erste und zweite Momente berücksichtigt werden, die jedoch genauer bestimm- oder abschätzbar sind, entwickelt die allgemeine Grenzzustandsfläche am aktuellen Bemessungspunkt in eine Hyperebene, d. h., die Funktion wird linearisiert. Die mit diesem Verfahren erzielbaren Ergebnisse werden nun anschaulich immer besser, je genauer sich die Funktionen der Basisvariablen um den Mittelwert durch eine Gerade beschreiben lassen. Aus diesem Grund wurden die Tragfähigkeiten der Versuchsstützen 75 - 1/1 und 75 - 5/2 (vgl. Tabelle 4) in den in Betracht kommenden Bereichen um 2 - 3 Standardabweichungen um den Mittelwert bzw. bei Dreiecksverteilungen über den gesamten definierten Bereich variiert. Die Ergebnisse dieser Prüfung sind in den Bildern 33 bis 48 dargestellt.

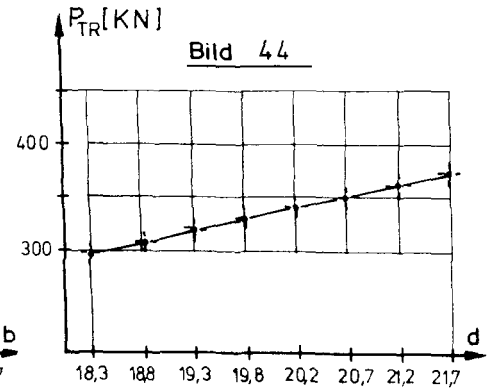
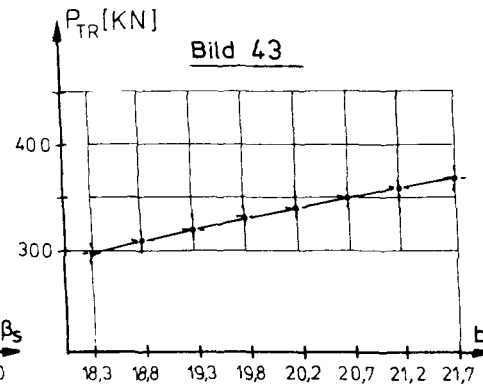
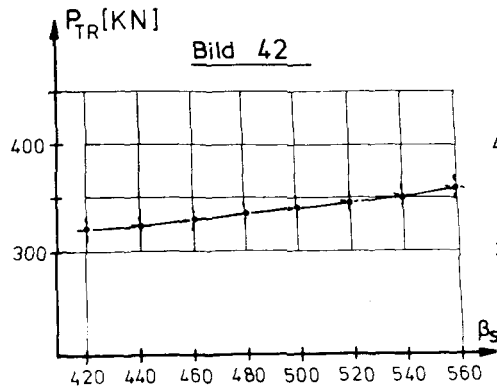
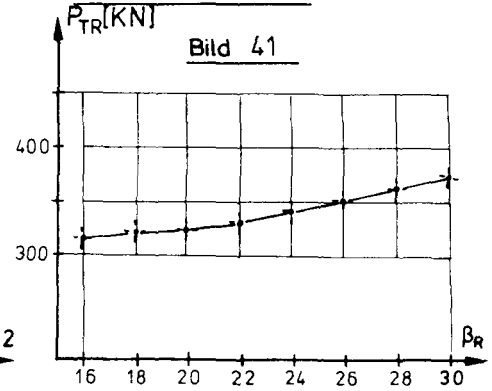
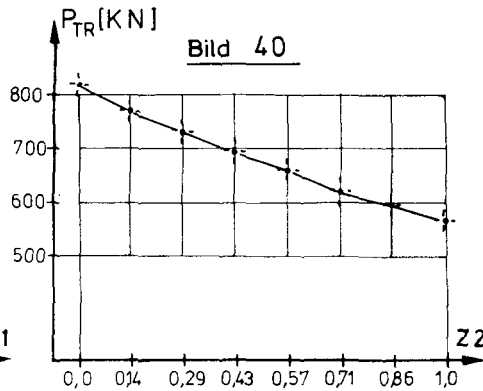
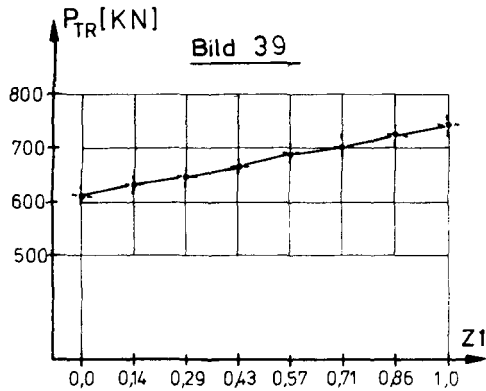
Hierbei zeigt es sich, daß die Kurven innerhalb des betrachteten Bereiches einen nahezu linearen Verlauf aufweisen. Bei den Bildern 45 und 46 konnte der gesamte Bereich nicht erfaßt werden, da bedingt durch die starke Exzentrizität der Bewehrungslage und der damit verbundenen, stark unterschiedlichen thermischen Dehnung bei einem Querschnitt von 20/20 cm und der kleinen Exzentrizität e_0 noch eine positive Kopfkrümmung χ_o^I auftritt, welche von dem Verfahren nach (29) wegen der speziell gewählten Definition von (24) nicht verarbeitet werden kann. Da hiervon jedoch der Bereich erhöhter Traglast betroffen ist, welcher von dem Verfahren aber nicht angesteuert wird, ist dies nicht von Belang.

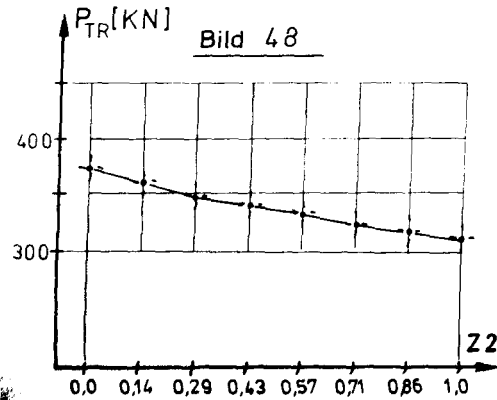
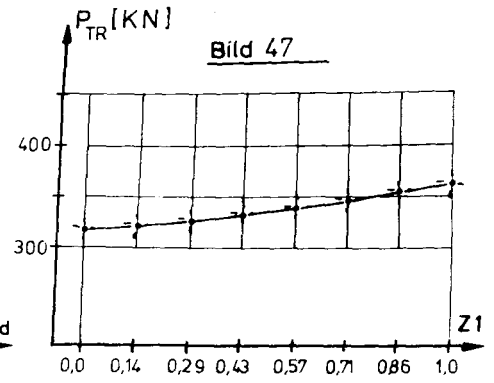
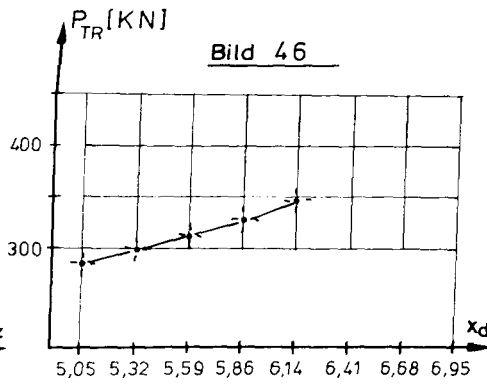
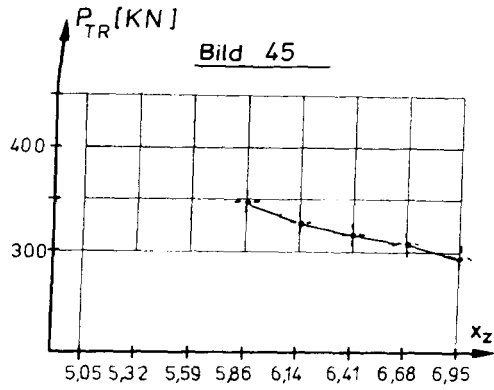
LINEARITÄTSPRÜFUNG STÜTZE 75-1/1



LINEARITÄTSPRÜFUNG

STÜTZE 75 - 5/2





4.8 Numerische Einflüsse und Konvergenzverhalten

Die Ableitungen $\frac{\partial G}{\partial x_i} \big|_{\underline{x}^*}$ nach Abschn. I, 5.2, müssen, da kein formelmäßiger Zusammenhang gegeben ist, numerisch gebildet werden. Bedingt durch die Diskretisierung des Querschnittes - bei Querschnitten $b/h = 20/20; 30/30; 40/40$ wurde einheitlich eine Diskretisierung von $n \times m = 11 \times 11; 13 \times 13$ und 15×15 Elementen gewählt - können sich Unstetigkeiten in der Traglastfunktion ergeben. Weitere Unstetigkeiten werden durch die Bildung des Grenzmomentes und die Berechnung der Traglast in die Ermittlung der numerischen Ableitungen getragen. Deshalb wurde es notwendig, den Wert Δx bei der Bildung der Ableitungen ausreichend groß zu halten, um numerische Instabilitäten dieser Art weitgehend aus der Rechnung zu eliminieren. Dabei hat es sich herausgestellt, daß ein Δx_i nach Gl. (44)

$$\Delta x_i = 0,01 \cdot x_i \quad (44)$$

gewählt werden muß, damit diese Bedingung erfüllt ist. Auch bei der Bildung der numerischen Ableitung $\Delta G / \Delta \beta$ ist die Variation $\Delta \beta$ in der Größe $\Delta \beta = 0,01 \cdot \beta$ zu wählen.

Bedingt durch die relative Rauigkeit der gebildeten Ableitungen wäre nun auch ein sehr schlechtes Konvergenzverhalten des Verfahrens zu erwarten. Es hat sich jedoch gezeigt, daß bei der Berechnung der β -Werte nach Abschnitt I, 5.2, sich bei schlanken Stützen schon relativ schnell - 6 bis 8 Iterationsschritte - eine Konvergenz des Verfahrens einstellt, wobei als Konvergenzkriterium gilt:

$$|\Delta \beta| = |\beta^i - \beta^{i+1}| < 5 \cdot 10^{-3} \quad (45)$$

$$\text{und } |\Delta \alpha| = \sum_{j=1}^n (\alpha_j^i - \alpha_j^{i+1}) < \sqrt{n} \cdot 1 \cdot 10^{-2} \quad (46)$$

$$\text{und } |\Delta G| = G(\underline{x}_{i+1}) / G(\underline{x}_0) < 1 \cdot 10^{-3} \quad (47)$$

Bei gedrunghenen Stützen ist das Konvergenzverhalten nicht so gut, da sich hier oft nach 4 - 5 Iterationsschritten ein oszillierendes Verhalten zeigt, d. h., das Verfahren oszilliert mit fortschreitender Berechnung - bedingt durch die Rauigkeit der Ableitungen - um einen Mittelwert. Aber auch hier kann die Rechnung nach max. 13 Schritten abgebrochen werden, da sich die Werte so stabilisiert haben, daß im Grunde genommen von einer "Konvergenz" gesprochen werden kann. Dies könnte durch noch großzügigere Schranken von (45) bis (47) vermieden werden; da jedoch oft nur ein Parameter solch ein Verhalten zeigt, wurde dies aber im Genauigkeitsinteresse nicht vorgenommen, da so der oszillierende Parameter besser erkannt und bei der Auswertung entsprechend berücksichtigt werden kann.

5. Auswertung zur Beschreibung der Variableneinflüsse

Mit den in den vorhergehenden Abschnitten aufgezeigten Berechnungsgrundlagen wird im folgenden Abschnitt eine Auswertungsberechnung durchgeführt, welcher die Überlegung zugrunde lag, die Parameter derart zu wählen, daß jeweils an den durch die Bemessungsvorschriften der DIN 1045 /30/ gesetzten Bereichsgrenzen der einzelnen Berechnungsverfahren ein Vergleichswert zur Verfügung stand. Außerdem wurden vorerst die nach DIN 4102 wohl relevantesten Anforderungszeiten von 60 und 90 min Branddauer herausgegriffen. Damit ergaben sich bei Berücksichtigung der Betone B 25 und B 35, eines niedrigen Bewehrungsverhältnisses $\text{ges } \mu = 2 \%$ und eines höheren von $\text{ges } \mu = 4 \%$ sowie der Querschnittsabmessungen $b/d = 30/30$ und $40/40$ cm mit den jeweiligen Ausmitten $e/d = 0,1; 0,2$ und $0,3$ die in der Tabelle 6.1 dargestellten und untersuchten Parameterkombinationen.

Hierbei muß bemerkt werden, daß bei Querschnitten von $b/d = 30/30$ der Bereich von $\lambda = 44$ bis $\lambda = 67$ und bei Querschnitten von $b/d = 20/20$ der Bereich von $\lambda = 65$ bis $\lambda = 83$ durch Versuche und Vergleichsrechnungen nach Abschnitt 3.3.4 abgesichert ist. Somit stellt der Parameter $\lambda = 20$ und 95 bei Querschnitten $30/30$ und die Berücksichtigung von Abmessungen $b/d = 40/40$ eine vorsichtige Extrapolation aus dem durch Versuchswerte gesicherten Bereich dar.

Tabelle 7: Untersuchte Parameterkombinationen

Beton	B 25						B 35					
ges $\mu =$	2 %			4 %			2 %			4 %		
e/d	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3
λ	= 20, 45, 70 und 95 für jedes e/d											

Die Tabelle 7 gilt für Querschnittsabmessungen von $b/d = 30/30$ cm. Für die vorgenannten Querschnitte $40/40$ cm wurde

nur das Bewehrungsverhältnis $\mu = 2 \%$ analog Tabelle 7 untersucht, da die vorausgehenden Berechnungen ergaben, daß für die Verhältnisse bei $\mu = 4 \%$ keine wesentlich anders gearteten Ergebnisse zu erwarten sind (vgl. hierzu auch 5.2).

Die den Untersuchungen zugrunde liegenden Gebrauchslasten wurden entsprechend den derzeitigen Vorschriften und mit Hilfe der z. Z. allgemein angewendeten Bemessungshilfen nach /9/ durch Rückrechnung aus den gegebenen Parametern gewonnen. Es wurde absichtlich keine numerisch strenge Berechnung mit den Grundlagen nach DIN 1045 durchgeführt, um so einen möglichst guten Bezug zu den praktisch auftretenden Bemessungsaufgaben zu behalten. Die entsprechenden Werte sind in den Tabellen 1, 2 und 3 des Anhangs zusammengestellt; die berechneten Bruchzeitpunkte wurden in den Bildern A 1 und A 2 des Anhangs dargestellt.

5.1 Darstellung der α_1 -Werte bei 60 min ($b/d = 30/30$)

Die nach Abschnitt I, Gleichung (62), berechneten α_1 -Werte sollen hier nicht als Linearfaktoren, d. h. durch die Linearisierung der Bemessungsgleichung entstandene Faktoren, verstanden werden, sondern stellen hier die Gewichte der einzelnen Einflußgrößen oder die Empfindlichkeit des Systems gegen die Variation einer dieser Parameter dar. Damit lassen sich - wie auf den Abbildungen 48 und 49 für eine Stütze mit B 25 und $\mu = 2 \%$ sowie 4 % und 50 sowie 51 für B 35 und $\mu = 2 \%$ sowie 4 % dargestellt - die Unterschiede im Einflußverhalten in Abhängigkeit von der Schlankheit λ aufzeigen.

Zunächst sei erst einmal erwähnt, daß die Abhängigkeit dieser Werte von der Ausmitte e/d gering oder kaum ausgeprägt ist, da alle Kurven den prinzipiell gleichen Verlauf aufweisen und die einzelnen Punkte sich auch größenordnungsmäßig kaum - von einigen Ausnahmen abgesehen - unterscheiden. Damit kann bei der Beschreibung der Kurvenverläufe dieser Parameter vorerst unberücksichtigt bleiben.

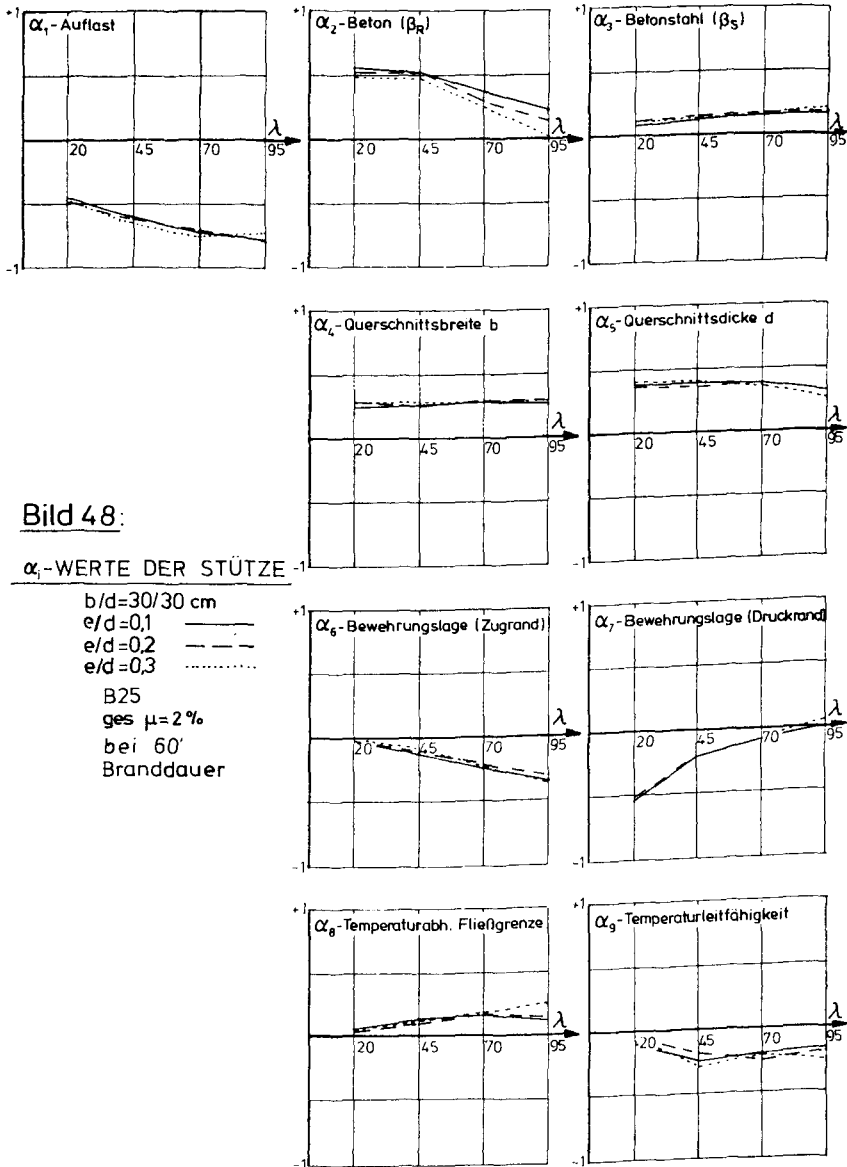
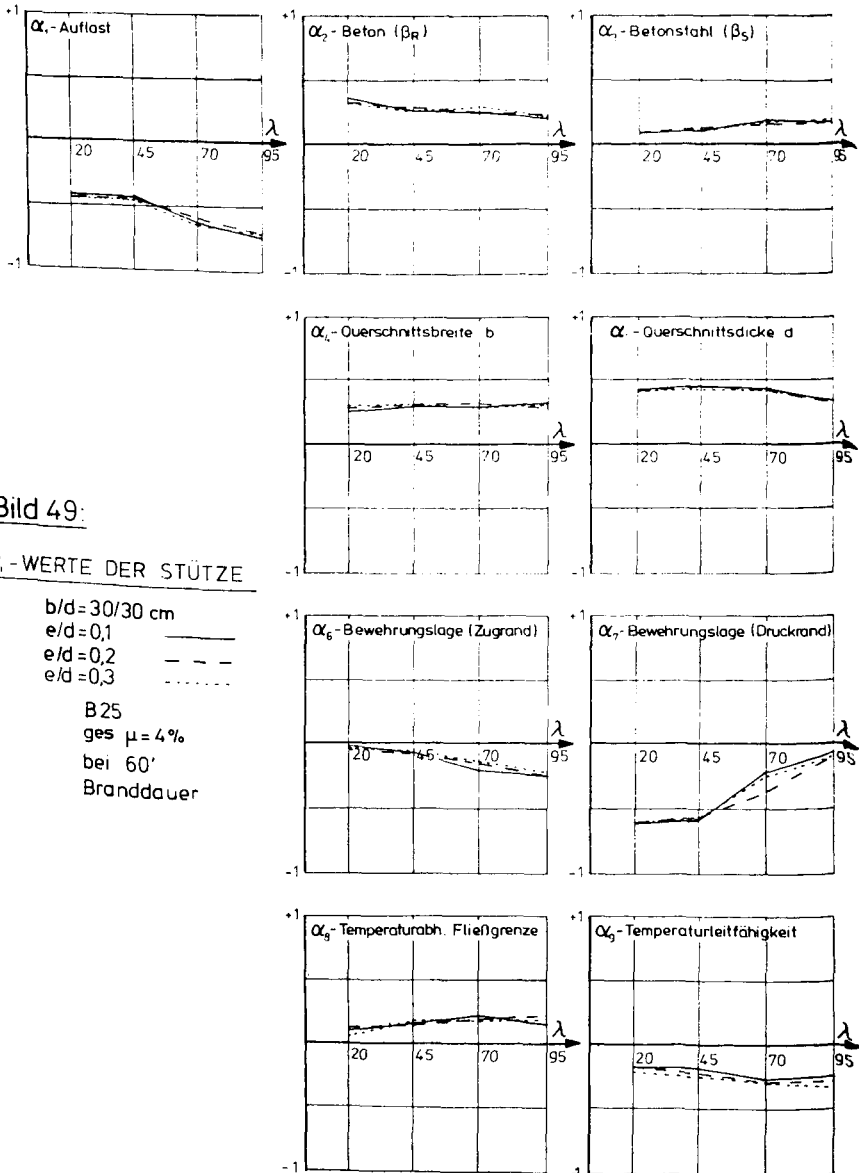


Bild 4.8:

α_i -WERTE DER STÜTZE

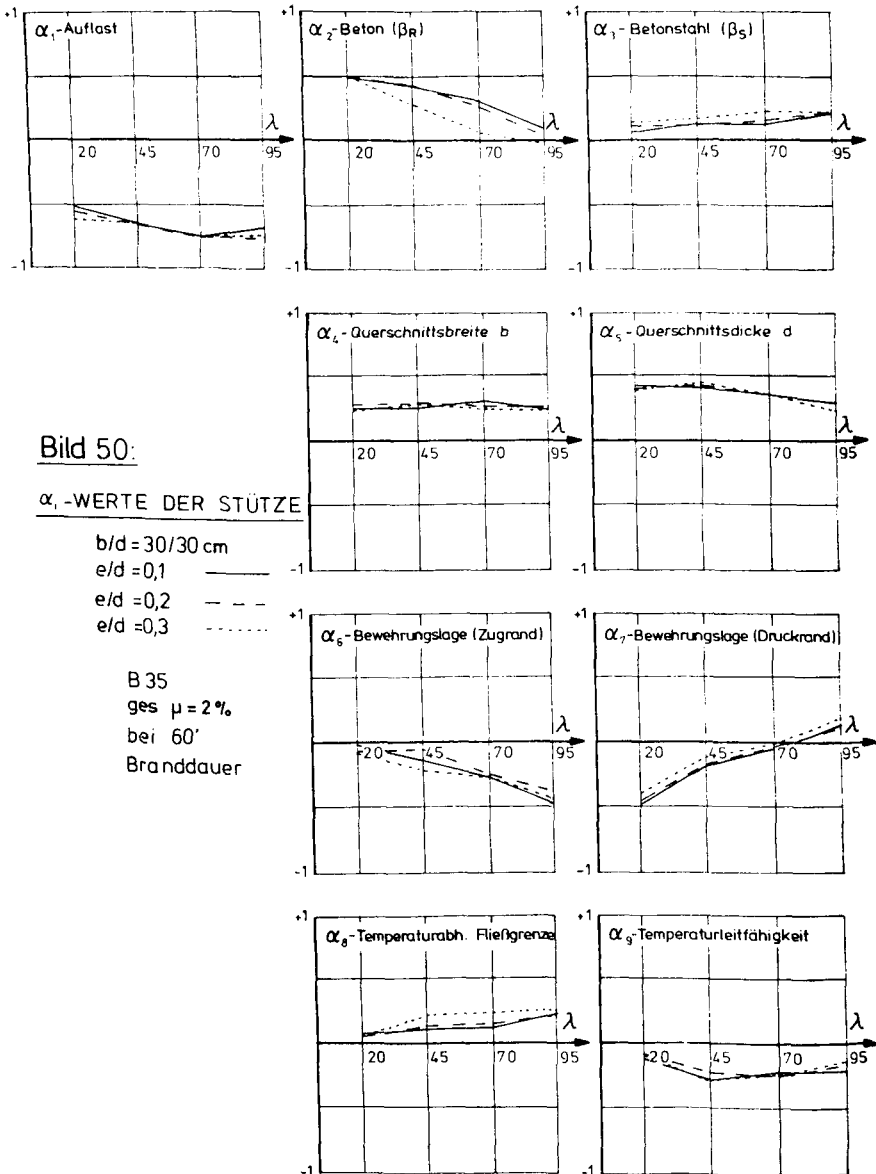


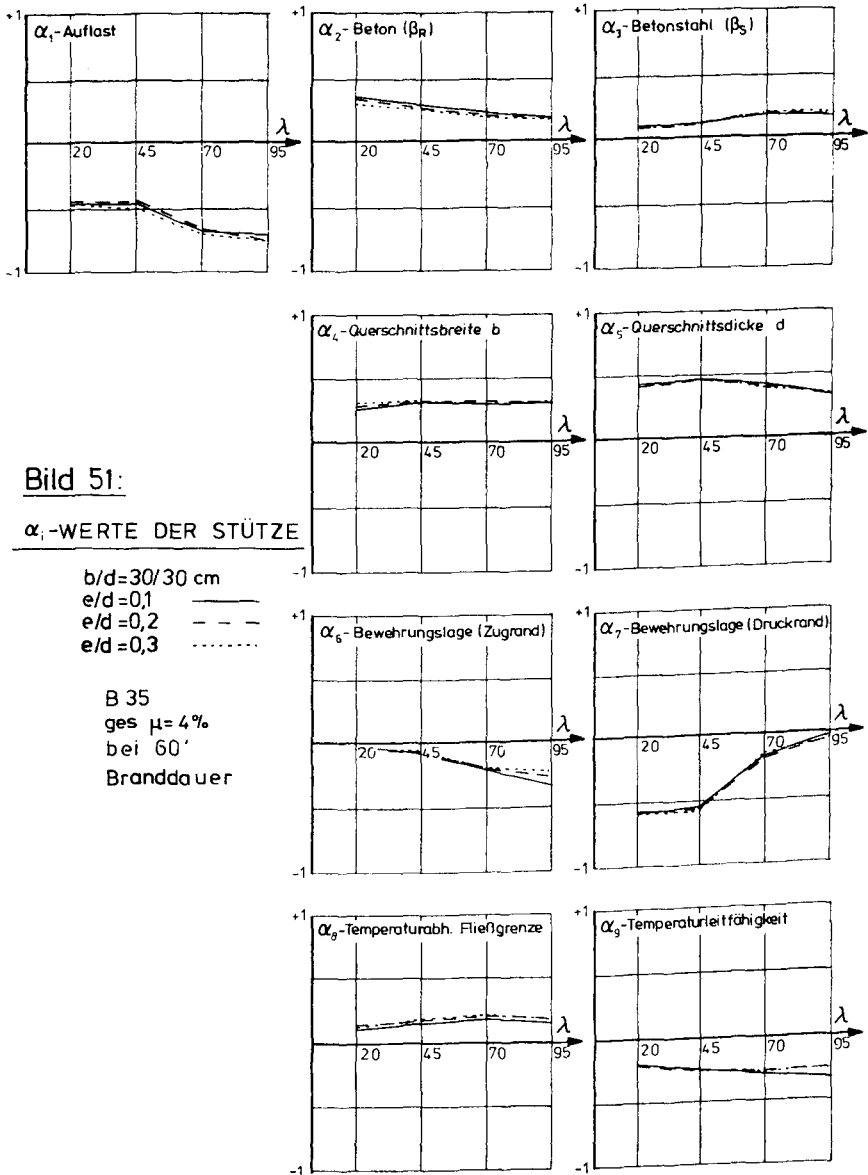
Bei den Werten α_1 fällt zunächst - wie auch wohl nicht anders zu erwarten - der relativ hohe Betrag von $\alpha_1 \approx 0,46$ bis 0,7 auf. Diese Werte stiegen mit zunehmender Schlankheit stetig an, wobei jedoch bei einem Bewehrungsverhältnis von 4 % die Werte für $\lambda = 20 - 45$ unter denen von ges $\mu = 2$ % liegen und auch konstant verlaufen; erst bei $\lambda = 70$ wird wieder die gleiche Größenordnung wie bei ges $\mu = 2$ % erreicht. Dieser Verlauf zeigt sich sowohl bei den Stützen mit B 25 als auch bei denen mit B 35.

Für den Einfluß der Betondruckfestigkeit zeigen sich jedoch anders gelagerte Verhältnisse, d. h. ein deutliches Abnehmen des α_2 -Wertes mit zunehmender Schlankheit und des damit verbundenen Anwachsens des Biegungsanteiles an der Gesamttraglast. Während bei Schlankheiten von $\lambda = 20 - 45$ dieser Wert eine Größenordnung von $\sim 0,5$ erreicht, fällt er bei $\lambda = 95$ jedoch auf $\sim 0,1$ ab, ja kann bei Ausmitten $e/d = 0,3$ sogar den Wert 0 erreichen. Wird jedoch das Bewehrungsverhältnis μ gesteigert, ergibt sich ein wesentlich anderes Bild (vgl. Abb. 49 und 51 für α_2). Bedingt durch das höhere Bewehrungsverhältnis in der Druckzone fallen die α_2 -Werte auf $\sim 0,3$ ab, um sich dann mit steigender Schlankheit stetig fallend wiederum den Werten des niedrigeren Bewehrungsverhältnisses anzunähern. Hierbei zeigt α_2 auch bei größeren Schlankheiten noch eine Abhängigkeit von e/d , da - wie auf Bild 6.1 besonders gut zu erkennen - die Werte mit $e/d = 0,1$ deutlich über denen mit $e/d = 0,3$ liegen.

Ein fast einheitliches Bild findet man für alle Bereiche bei dem die Stahlstreckgrenze repräsentierenden Parameter α_3 . Hier zeigt sich - ausgehend von einem Wert $\alpha_3 \approx 0,1$ bei $\lambda = 20$ - ein geringer und stetiger Anstieg auf $\alpha_3 \approx 0,2$ bei $\lambda = 95$. Auch dies läßt sich wiederum mit dem schlankheitsbedingten erhöhten Biegungsanteil an der Gesamttraglast erklären.

Während sich bei den vorausgehenden α -Werten jeweils eine deutliche Abhängigkeit von einem Stützenparameter zeigte, läßt sich dies für die Größen α_4 und α_5 nicht so generell





feststellen. Diese Werte verlaufen über den gesamten Bereich nahezu konstant, wobei die α_5 -Werte der Querschnittsdickemit $\sim 0,4$ etwas über den α_4 -Werten der Querschnittsbreite mit $\sim 0,3$ liegen, was auch anschaulich dem Einflußverhalten dieser Parameter entspricht. Erwähnt werden soll aber auch der leichte Abfall von α_5 im Bereich höherer Schlankheiten, der sich wohl nur durch den dominierenden Einfluß der Auflast und des α_6 -Wertes der Zugbewehrung bei diesen λ -Werten erklären läßt.

Besonders interessant, was den Verlauf und das Verhalten betrifft, sind die Kurven der α_6 -Werte der Lage der Bewehrung am Zugrand und die α_7 -Werte der des Druckrandes. Hier zeigt sich wiederum bei allen Abbildungen eine besonders ausgeprägte Schlankheitsabhängigkeit, welche sich bei den α_6 -Werten durch einen fast linearen Anstieg von $\alpha_6 = 0$ bei $\lambda = 20$ bis $\alpha_6 = 0,35$ bei $\lambda = 95$ äußert; dabei liegen die α_6 -Werte mit ges $\mu = 2 \%$ geringfügig unter denen mit ges $\mu = 4 \%$. Entgegengesetzt dazu fallen die α_7 -Werte der Lage der Bewehrung des Druckrandes mit zunehmender Schlankheit von $\alpha_7 \sim 0,5$ bei $\lambda = 20$ auf $\alpha_7 \sim 0$ bei $\lambda = 95$ stark ab, ja können zum Teil sogar geringe negative Werte erreichen, was bedeutet, daß zur Verminderung der Traglast die Bewehrungslage nicht mehr nach außen, d. h. in wärmere Querschnittszonen, sondern weiter in das Querschnittsinnere verlegt wird. Bei Bewehrungsverhältnissen von ges $\mu = 4 \%$ fällt weiterhin der nahezu konstante Verlauf von $\alpha_7 \sim 0,6$ im Bereich geringerer Schlankheiten auf ($\lambda = 20 - 45$), welcher deutlich über dem von ges $\mu = 2 \%$ liegt. Dieser große Wert zeigt besonders deutlich den Einfluß der Lage der Druckbewehrung auf das Tragverhalten einer derartigen Stütze in diesem Bereich und damit die Notwendigkeit einer möglichst genauen Bauausführung in Praxis und Versuch bei der Lage der Druckbewehrung für Stützen geringerer Schlankheiten, während dies bei größeren Schlankheiten für die Lage der Zugbewehrung zutrifft.

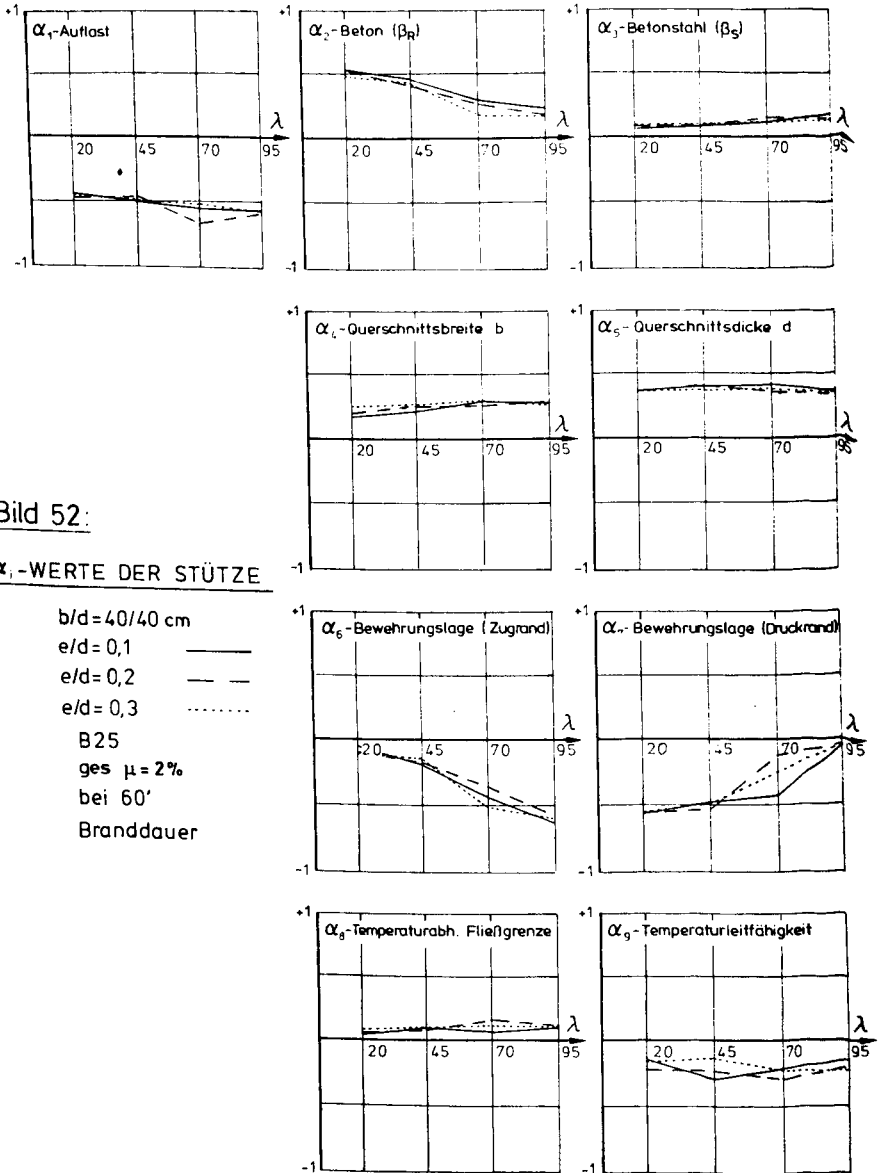
Von der gleichen Größenordnung wie der Wert α_3 der Stahlstreckgrenze ist auch der Wert α_8 für die Veränderung der temperaturabhängigen Stahlstreckgrenze. Dieser steigt, wie

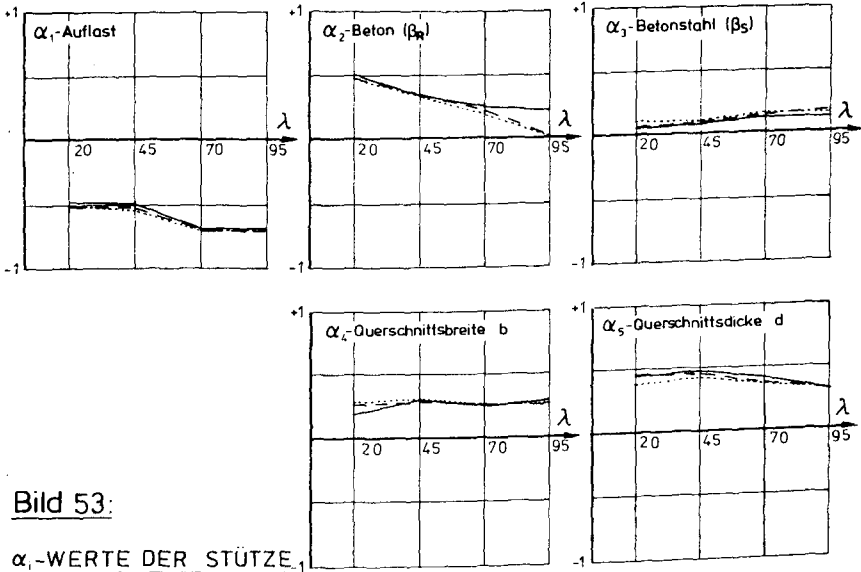
auf den Abbildungen 6.1 bis 6.3 zu erkennen, von $\alpha_8 \sim 0,1$ bis $\alpha_8 \sim 0,2$ bei $\lambda = 95$ an, was wiederum den etwas erhöhten Einfluß der Stahlparameter bei größeren Schlankheiten verdeutlicht.

Auch für den Verlauf der α_9 -Werte der Temperaturleitfähigkeit des Betons ergibt sich - wie bei den Werten α_4 und α_5 - keine signifikante Abhängigkeit von der Stützengeometrie. Die hier ermittelten Werte liegen im Bereich von $\alpha_9 \sim 0,15 - 0,25$ mit der Tendenz, bei steigender Stützenschlankheit ebenfalls anzusteigen bzw. im Bereich $\lambda = 20 - 45$ etwas zuzunehmen, um dann konstant zu bleiben. Eigentlich hätte man an dieser Stelle eine stärkere Abhängigkeit erwartet; es muß jedoch gesagt werden, daß die Brandraumtemperatur nach ETK und die Wärmeübergangsbedingungen vorerst als deterministische Werte angesetzt wurden, da der Schwerpunkt der Untersuchungen auf den stützenspezifischen Parametern liegt.

5.2 Darstellung der α_1 -Werte bei 60 min ($b/d = 40/40$)

Vergleichend zu den in den Abbildungen 48 - 51 dargestellten α_1 -Werten wurden diese auch für Stützen mit einem Querschnitt $b/d = 40/40$ und B 25 sowie B 35 ermittelt. Da es sich - wie im folgenden kurz beschrieben - gezeigt hat, daß sich keine wesentlichen Abweichungen von den Ergebnissen der Querschnitte $b/d = 30/30$ ergaben, wurde auf eine nochmalige Untersuchung mit $\mu = 4$ % verzichtet. Auch bei den in den Abbildungen 52 und 53 aufgetragenen α_1 -Werten zeigt sich beim Wert α_1 für B 25 ein konstanter Anstieg von $\sim 0,45$ auf $\sim 0,6$, während für B 35 im Bereich von $\lambda = 20 - 45$ zunächst ein konstanter Verlauf von $\alpha_1 \sim 0,5$ zu verzeichnen ist, der dann bei $\lambda = 70 - 95$ auf $\sim 0,7$ ansteigt. Desgleichen fallen die α_2 -Werte kontinuierlich über den gesamten λ -Bereich von $\alpha_2 \sim 0,5$ auf $\alpha_2 \sim 0,1$ ab, während bei den α_3 -Werten der Stahlstreckgrenze ein kontinuierlicher Anstieg von $\alpha_3 \sim 0,1$ auf $\alpha_3 \sim 0,2$ erfolgt. Als näherungsweise konstant kann der Verlauf der α_4 - und α_5 -Werte angesehen werden, wobei die α_5 -Werte der Querschnittshöhe wieder dominieren.





$b/d = 40/40$ cm

$e/d = 0,1$ ———

$e/d = 0,2$ - - -

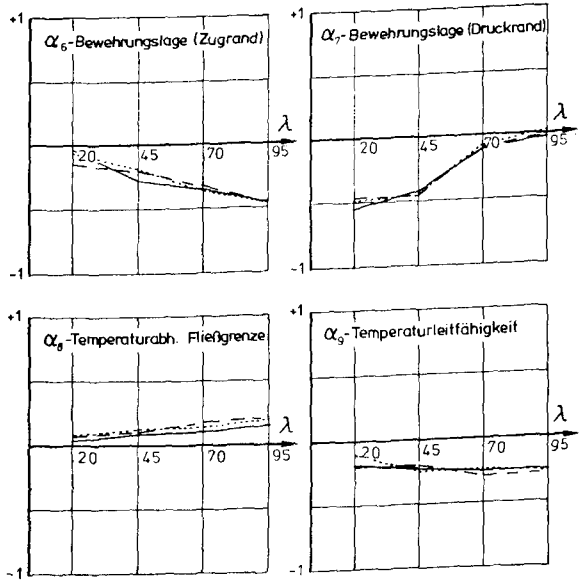
$e/d = 0,3$ ·····

B35

ges $\mu = 2\%$

bei 60'

Branddauer

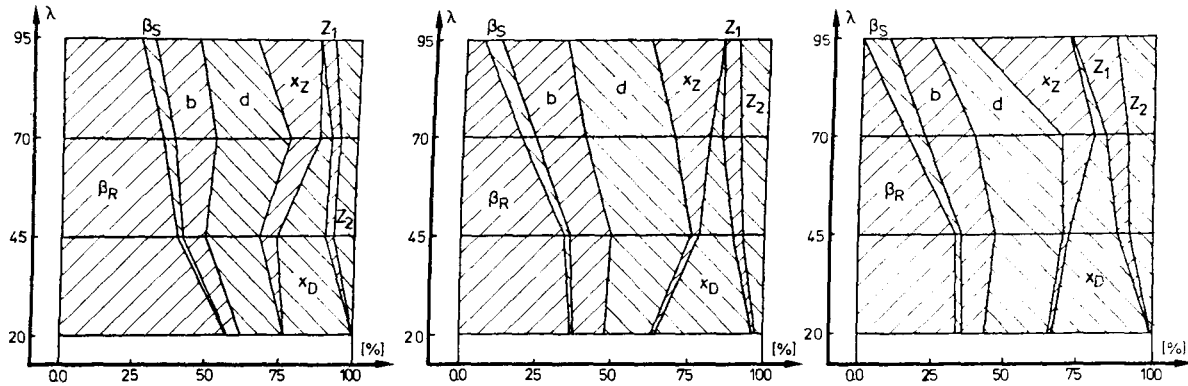


Wiederum typisch ist der Verlauf der α_6 - und α_7 -Werte, d. h. starkes Ansteigen der α_6 -Werte der Lage der Bewehrung des Zugrandes mit der Schlankheit, wohingegen der α_7 -Wert das gegenteilige Verhalten aufweist. Auch die Werte α_8 und α_9 zeigen das schon in Abschn. 5.1 erläuterte Verhalten, so daß sich eine weitere Erklärung erübrigt.

5.3 Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung σ_R bei 60 min ($b/d = 30/30$)

Während die in Abschnitt I, (62), erläuterten α_i -Werte die Empfindlichkeit des Systems gegenüber den einzelnen Basisvariablen verdeutlichen, kann der Anteil der einzelnen Basisvariablen gemäß Abschnitt I, (68), dargestellt werden. Die zur Ermittlung der Einzelanteile notwendigen Werte stehen bei dem angewendeten Programm als die Ableitungen am Mittelwert des ersten Iterationsschrittes zur Verfügung und sind in den Abbildungen 54 und 55 aufgetragen.

Abgesehen von numerischen Ungenauigkeiten, die sich bei der relativ groben Schrittweite zur Bildung der numerischen Ableitungen kaum vermeiden lassen, ist der Anteil der einzelnen Verteilungen an der Gesamtstreuung klar erkennbar. So fällt der dominierende Anteil der Betondruckfestigkeit (β_R) bei kleinen Schlankheiten und Ausmitten auf, welcher sich jedoch schnell mit zunehmender Schlankheit verliert. Bei größeren Bewehrungsverhältnissen (ges $\mu = 4 \%$) zeigt sich jedoch ein fast gänzlich anderes Verhalten; der Anteil der Betondruckfestigkeit (β_R) nimmt sehr stark ab, behält jedoch ab $\lambda \geq 45$ einen ziemlich konstanten Wert bei. Bezeichnend ist nun, daß nicht - wie anzunehmen - bei größeren Ausmitten und wachsendem Bewehrungsgrad der Einfluß des Bewehrungsstahls (β_S) stark zunimmt, sondern die Verteilungen der Bewehrungslage (x) einen Großteil zur Gesamtstreuung beitragen. Bei kleineren Bewehrungsverhältnissen wächst der Anteil der Zugbewehrung (x_Z) mit wachsender Schlankheit stark an, wohingegen der fast gleichgroße Anteil der Druckbewehrung (x_D) ein genau umgekehrtes Verhalten aufweist. Steigt der Bewehrungsgrad an, dominiert der Anteil der Druckbewehrung (x_D), während der Anteil der Zugbewehrung (x_Z) zurückgedrängt wird. Die kleineren stahlabhängigen Anteile (β_S und Z_1) gewinnen mit wachsendem λ etwas an Bedeutung; ihre Größenordnung bleibt jedoch weit hinter denen der anderen Basisvariablen zurück.



oben : B 25, $\mu = 2\%$, $e/d = 0.1, 0.2, 0.3$; unten : B 25, $\mu = 4\%$, $e/d = 0.1, 0.2, 0.3$; ($b/d = 30/30$)

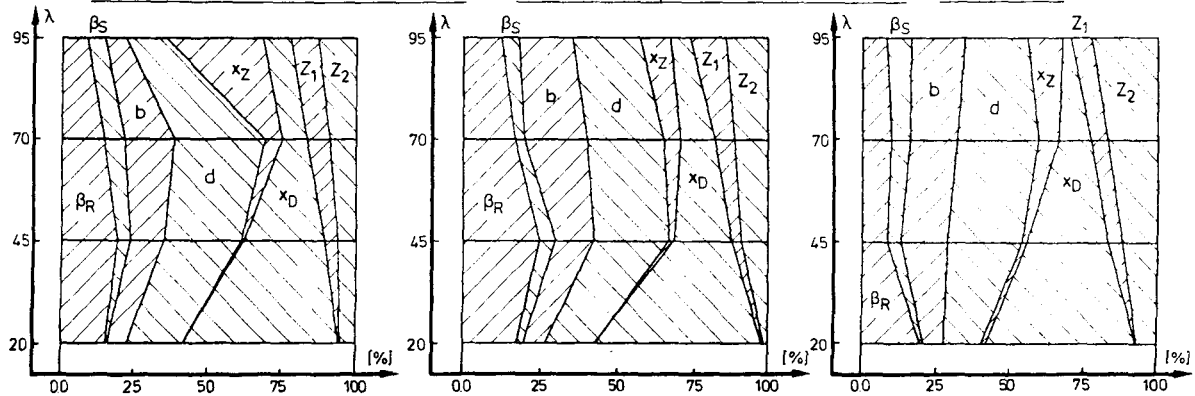
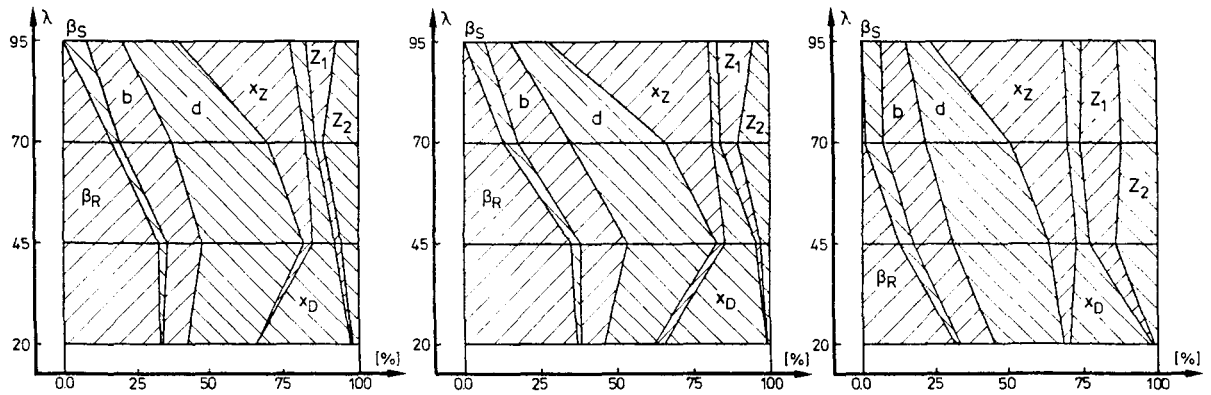


Bild 54 : Prozentuale Anteile an der Gesamtstreuung der Traglast



oben : B 35, $\mu = 2\%$; $e/d = 0.1, 0.2, 0.3$; unten : B 35, $\mu = 4\%$; $e/d = 0.1, 0.2, 0.3$; $(b/d = 30/30)$

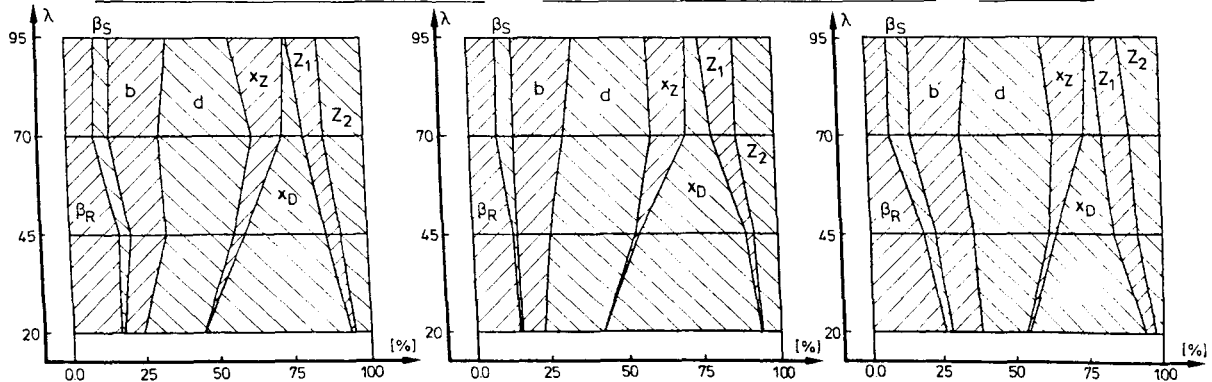


Bild 55 : Prozentuale Anteile an der Gesamtstreuung der Traglast

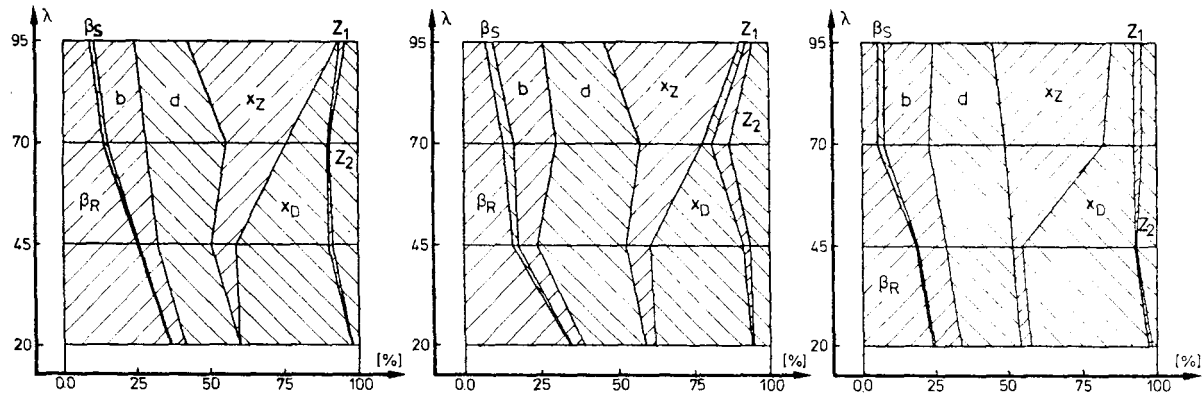
Die Anteile der Verteilungen der Querschnittsabmessungen zeigen den schon in Abschn. 5.1 erwähnten näherungsweise, konstanten Verlauf; nun läßt sich jedoch erkennen, daß ihr Einfluß bei kleinen λ -Werten durch die Verteilung der Druckbewehrung (x_D) und bei großen λ -Werten durch die Verteilung der Zugbewehrung (x_Z) zurückgedrängt wird.

Mit dem Anteil Z_2 der Temperaturleitfähigkeit wird deutlich, daß dieser nur eine Größenordnung erreicht, die zwar auch mit wachsendem λ zunimmt, jedoch beträchtlich hinter den Anteilen der Verteilungen der geometrischen Größen zurückbleibt.

Der überraschend hohe Anteil der Verteilungen x_Z und x_D zeigt noch einmal eindringlich die Bedeutung und Auswirkung dieser Parameter auf das Tragverhalten und die Stabilität schlanker Stahlbetonstützen, wobei die Streuung dieser Verteilungen keinesfalls zu groß gewählt worden ist, wie dies vielleicht etwa bei den Streuungen der Variablen b und d der Fall sein könnte. Ein ähnliches Verhalten bezüglich des Einflusses der Bewehrungslage zeigen auch die Untersuchungen in /14/.

5.4 Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung σ_R bei 60 min ($b/d = 40/40$)

Wie bei den Untersuchungen an Querschnitten $b/d = 30/30$ ergibt sich für den Querschnitt $b/d = 40/40$ mit ges $\mu = 2 \%$ und B 25 bzw. 35 ein annähernd ähnliches Verhalten (vgl. Bild 56). Im Gegensatz zu den auf Bild 54 dargestellten Verhältnissen fällt der schon bei kleineren Schlankheiten ($\lambda = 20 - 45$) etwas verringerte Anteil der Verteilung der Betondruckfestigkeit (β_R) auf; es zeigt sich jedoch - wie auch auf den Bildern 54 und 55 - nur ein geringer Unterschied zwischen den Anteilen bei den Stützen mit B 25 und denen mit B 35.



oben : $B = 25$, $\mu = 2\%$; $e/d = 0.1, 0.2, 0.3$, unten : $B = 35$, $\mu = 2\%$; $e/d = 0.1, 0.2, 0.3$, ($b/d = 40/40$)

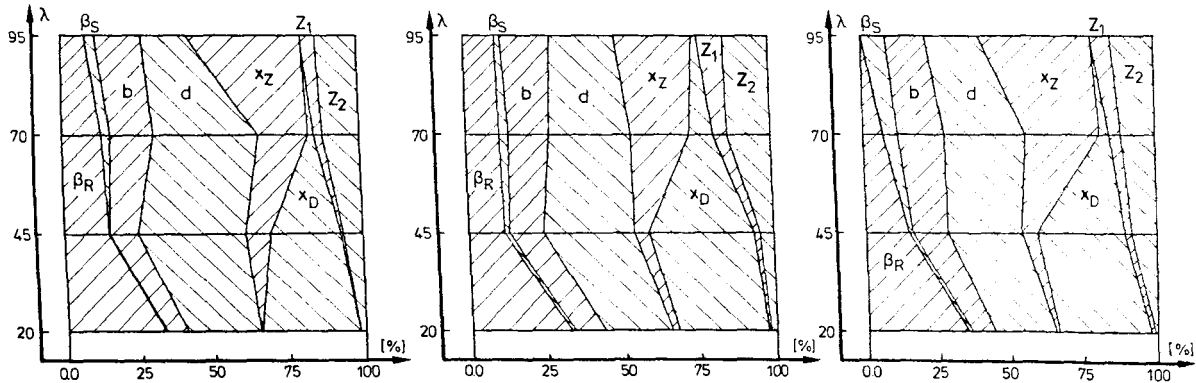


Bild 56: Prozentuale Anteile an der Gesamtstreuung der Traglast

Auch hier kommt der neben den Querschnittsabmessungen dominierende Anteil der Lageverteilung der Zugbewehrung (x_z) und der der Druckbewehrung (x_D) deutlich zum Ausdruck. Diese Anteile nehmen wiederum gemäß dem Tragverhalten der Stütze mit wachsender Schlankheit λ stark ab oder zu, um dann im Bereich des größten oder kleinsten hier untersuchten λ -Wertes praktisch bedeutungslos zu werden. Ansonsten kann auch hier das unter Abschnitt 5.3 Gesagte gelten, so daß auf weitere Berechnungen verzichtet werden konnte.

5.5 Darstellung und Diskussion der berechneten β -Werte bei 60 und 90 min Branddauer

Neben der Darstellung des Einzelverhaltens der Basisvariablen und der Anteile von deren Verteilungen an der Gesamtstreuung der Stützentraglast stellt der auf den Bildern 57 bis 62 dargestellte Verlauf der β -Werte in Abhängigkeit von der Stützenschlankheit eines der wichtigsten Ergebnisse der durchgeführten Auswertungsberechnung dar. Es sei vorerst einmal dahingestellt, wie hoch das anzustrebende Sicherheitsniveau und damit der erforderliche β -Wert sein sollte, sondern es soll zunächst der generelle Verlauf dieser Werte betrachtet werden.

Auf allen Abbildungen zeigt es sich, daß - abgesehen von graduellen Unterschieden - bei einer Branddauer von 60 min der Verlauf der Kurven einer Stützengruppe mit unterschiedlichem e/d näherungsweise gleich ist, so daß dieser Parameter bei der Kurvenbeschreibung außer acht gelassen werden kann. Bei Unregelmäßigkeiten und graduellen Veränderungen zwischen den einzelnen Verläufen sei darauf hingewiesen, daß die zulässigen Stützenbelastungen aus einer Rückrechnung mit den derzeit allgemein verwendeten Bemessungsbehelfen nach /9/ ermittelt worden sind.

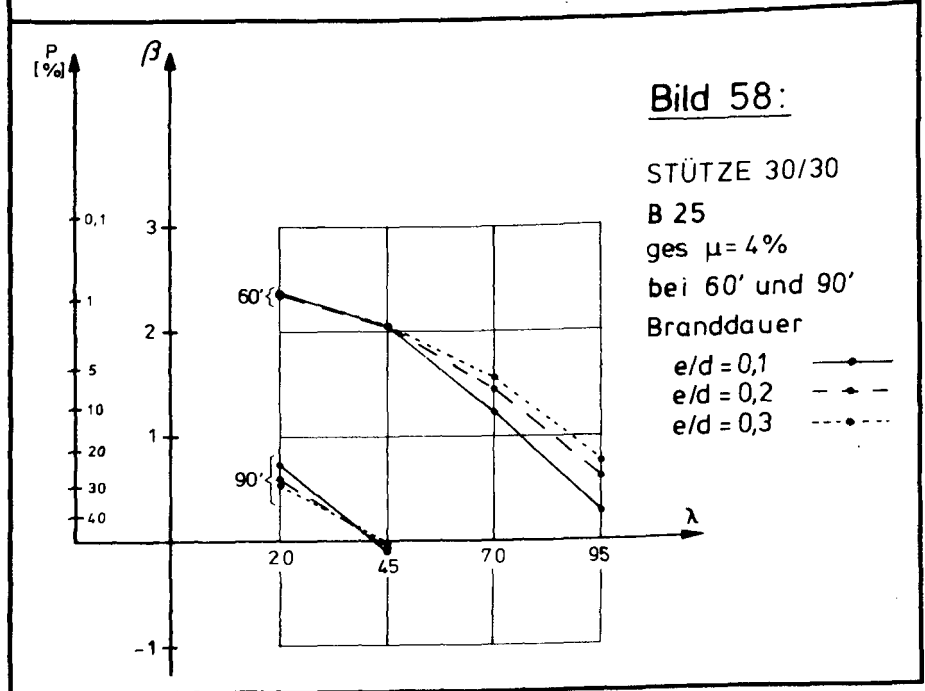
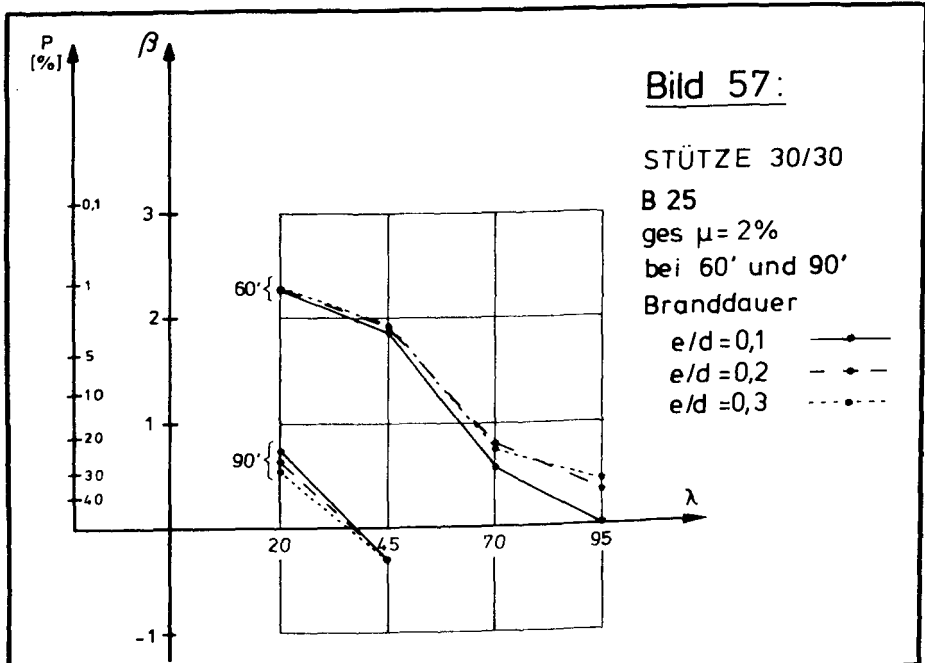
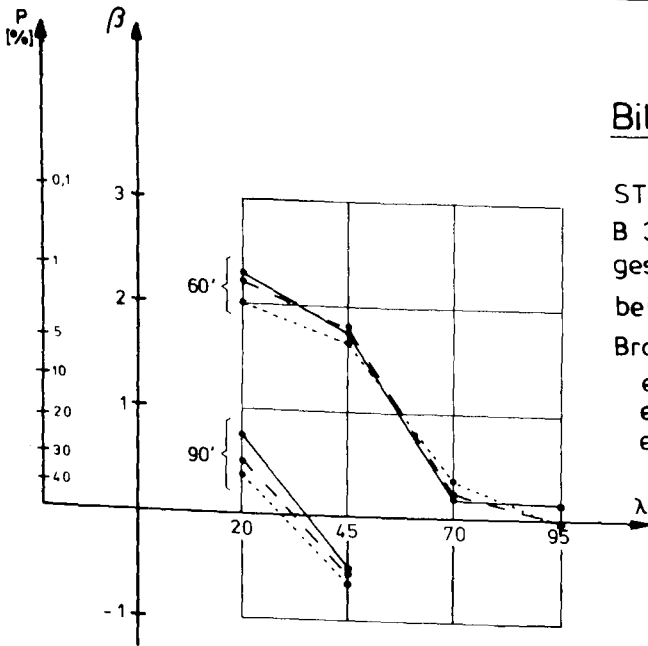


Bild 59:



STÜTZE 30/30

B 35

ges $\mu = 2\%$

bei 60' und 90'

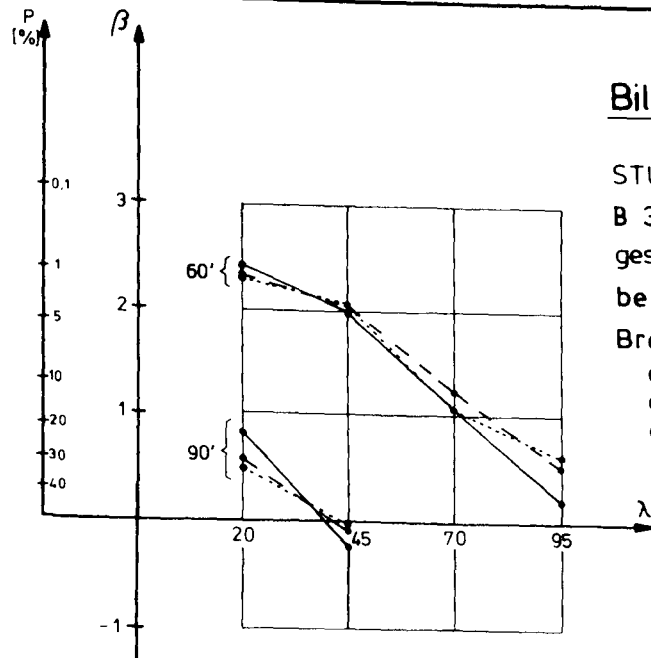
Branddauer

$e/d = 0,1$ —●—

$e/d = 0,2$ -◆-

$e/d = 0,3$...▲...

Bild 60:



STÜTZE 30/30

B 35

ges $\mu = 4\%$

bei 60' und 90'

Branddauer

$e/d = 0,1$ —●—

$e/d = 0,2$ -◆-

$e/d = 0,3$...▲...

Bei den auf den Bildern 57 und 58 dargestellten Verläufen bei 60 min Branddauer fällt zunächst der überproportional steile Abfall der β -Werte bei Stützenschlankheiten $\lambda \geq 45$ auf. Diese Tendenz ist zwar bei einem Bewehrungsverhältnis von $\text{ges } \mu = 4 \%$ nicht mehr ganz so stark ausgeprägt, so daß Stützen mit einer Schlankheit $\lambda \approx 70$ und $\text{ges } \mu = 4 \%$ einen β -Wert von $\sim 1,4$ erreichen, solche mit $\text{ges } \mu = 2 \%$ jedoch nur einen β -Wert von $\sim 0,75$. Ein noch schlechteres Verhalten stellt sich bei $\lambda = 95$ ein; hier werden gerade noch β -Werte im Bereich von $0 - 0,5$ erreicht.

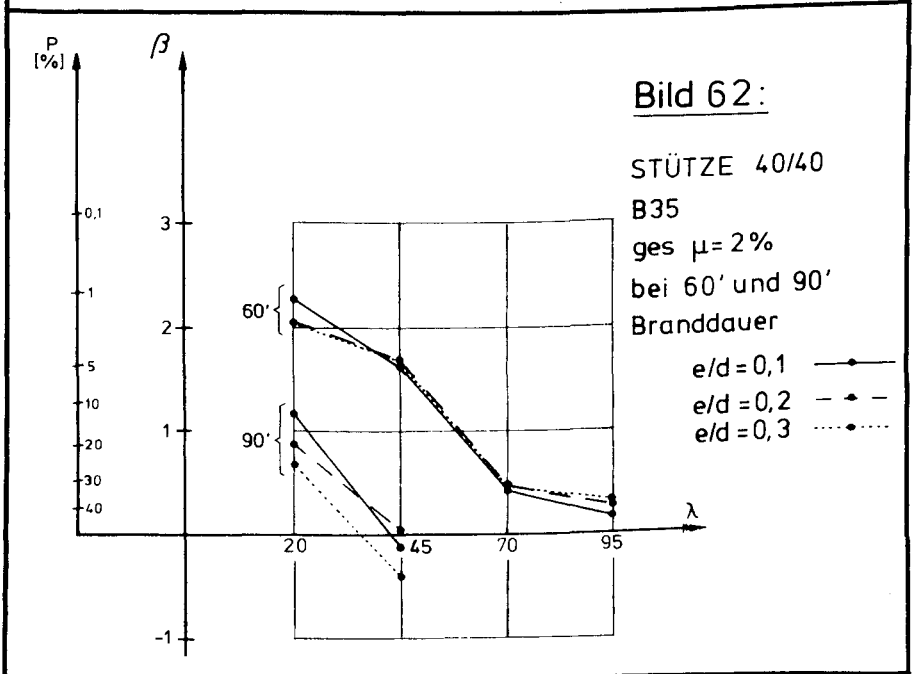
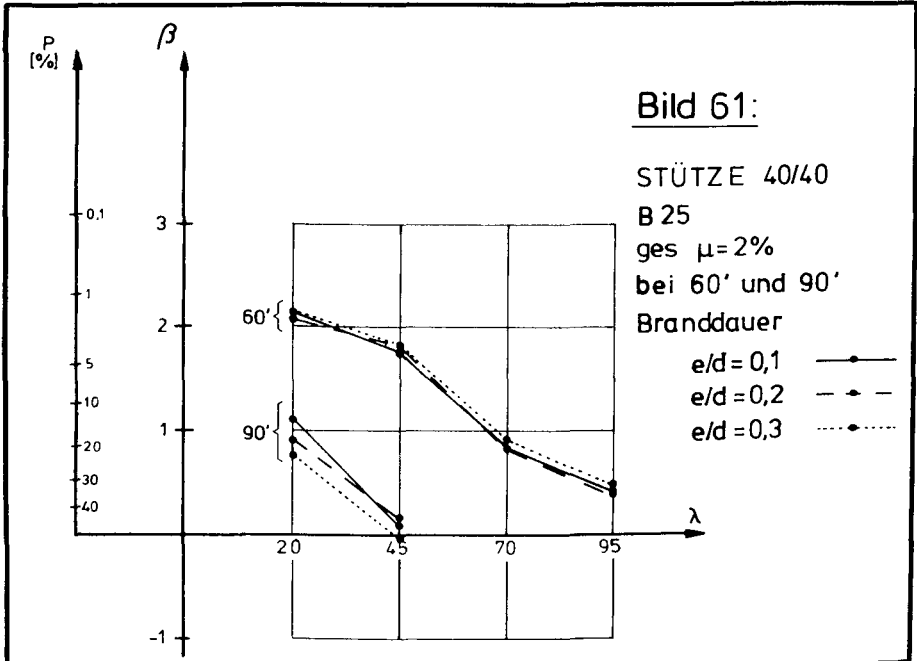
Auf den Bildern 59 und 60 finden sich die entsprechenden β -Werte für Stützen der Betongüte B 35, und es fällt zunächst einmal auf, daß die Kurven der β -Werte analog denen der Stützen mit B 25 verlaufen. Bei geringen Schlankheiten erhält man nahezu gleiche Werte, aber es zeigt sich, daß im Bereich $\lambda = 45 - 70$ diese Stützen noch etwas schlechter als die mit einem B 25 beurteilt werden. Dies trifft für Stützen mit $\text{ges } \mu = 2 \%$ im besonderen zu, während das Verhalten bei solchen mit $\text{ges } \mu = 4 \%$ nicht mehr ganz so stark ausgeprägt auftritt. Hier zeigt sich, daß sich der durch eine Erhöhung der Betongüte bedingte Traglastzuwachs bei Brandbeanspruchung sehr schnell verlieren kann, was wiederum auf das Sicherheitsverhalten einer solchen Stütze negative Auswirkungen hat.

Diese Auswertungen ergeben, daß über den gesamten Schlankheitsbereich bei gleicher Stützenausbildung kein gleichmäßiges Sicherheitsniveau erreicht wird, wie es eigentlich anzustreben wäre, so daß Stützen mit größeren Schlankheiten in ihrem Sicherheitsverhalten wesentlich schlechter zu beurteilen wären.

Noch anders gelagert sind die Verhältnisse bei 90 min Branddauer. Hier erhält man gleichmäßig für den gesamten untersuchten Bereich β -Werte, welche bei $\lambda = 20 \sim 0,75 - 1,0$ betragen und bei $\lambda = 45$ jedoch zum Teil kleiner als 0 werden, d. h. die operative Versagenswahrscheinlichkeit erreicht Werte $> 50 \%$. Aus diesem Grund wurden für den Bereich $\lambda = 70 - 95$ keine weiteren Untersuchungen durchgeführt.

Auch bei den auf den Bildern 61 und 62 dargestellten Verläufen bei Stützenquerschnitten von 40/40 cm zeigt sich der überproportionale Abfall der β -Werte mit zunehmender Stützenschlankheit. Die operativen Versagenswahrscheinlichkeiten sind bei λ -Werten von 20 - 45 mit denen der querschnittsschwächeren Stützen nahezu identisch, so daß sich auch hier keine andere Sicherheitsbeurteilung ergibt. Im Schlankheitsbereich $\lambda = 70 - 95$ zeigt es sich jedoch, daß man etwas größere β -Werte erhält, d. h., hier wären diese Stützen günstiger zu beurteilen. Trotz dieses nicht ganz so starken Abfalles der β -Werte zeigt es sich, daß sich unter den hier getroffenen Ansätzen ein fast gleichartiges Stützenverhalten aufzeigen läßt, welches in einer mäßigen Verringerung der β -Werte mit steigender Schlankheit im Bereich $\lambda = 20 - 45$ dann - je nach Bewehrungsgrad - ein mehr oder weniger steiler Abfall der β -Werte besteht, bis bei $\lambda = 95$ nur noch β -Werte von $\sim 0,2 - 0,4$ erreicht werden.

Auch bei 90 min Branddauer ergibt sich ein fast einheitliches Bild, so daß auch hier zwischen den einzelnen untersuchten Stützengruppen keine wesentlichen Unterschiede bestehen.



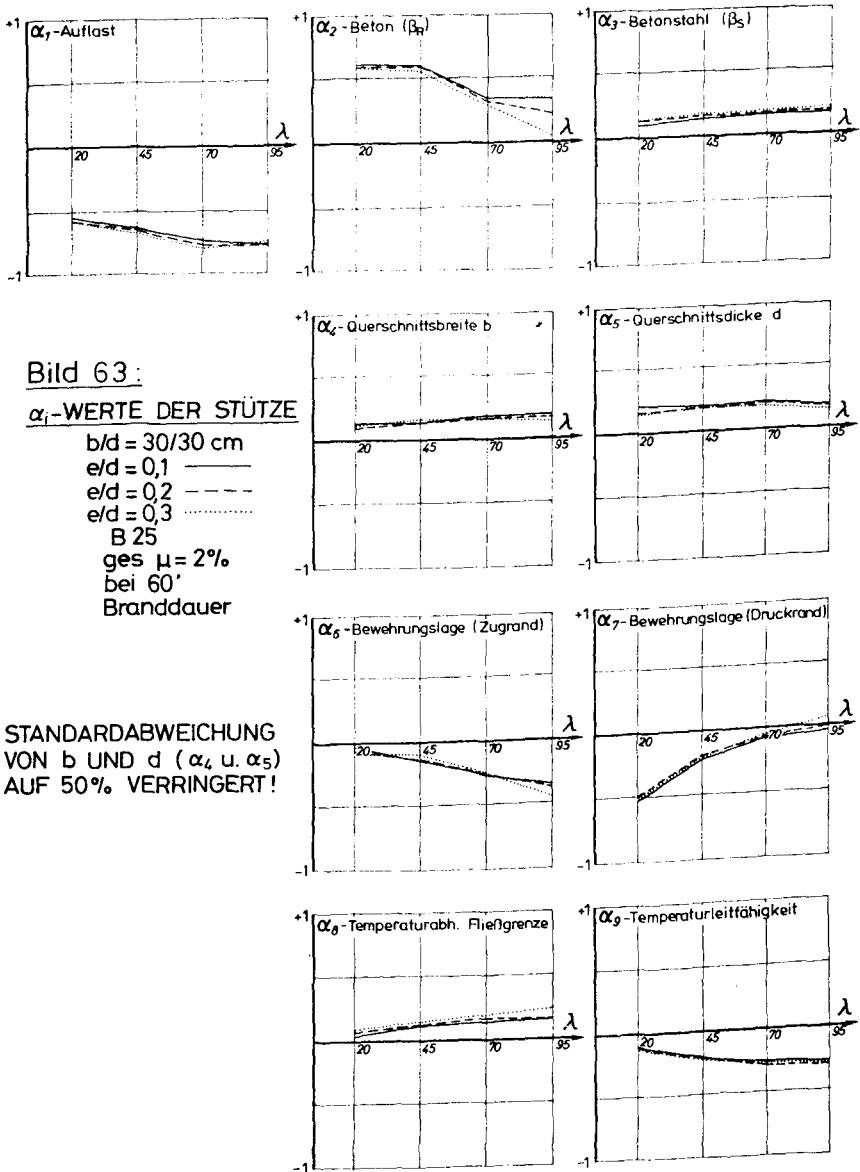
5.6 Einfluß einer Verminderung der Standardabweichung der Querschnittsabmessungen b und d

In Abschnitt 4.3 wurde - je nach den Abmessungen des untersuchten Bauteils - ein Variationskoeffizient von 2,5 - 3,5 % für die Querschnittsabmessungen angesetzt. Dieses stellt, wie schon erwähnt, eine vielleicht etwas zu ungünstige Annahme dar, so daß eine Vergleichsuntersuchung mit wesentlich reduzierten Werten Aufschluß über den Einfluß dieser Verteilungsannahme geben soll. Mit halbierteter Standardabweichung nach Tabelle 5 ergibt sich für einen Querschnitt von $b/d = 30/30$ cm eine maximale Abweichung nach oben und unten von $\sim 1,0$ cm; dieser Wert würde nach /22/ für werkmäßig in Stahlschalung hergestellte Bauteile zutreffen.

Der Einfluß dieser Veränderung der Rechenannahme soll - stellvertretend für den gesamten untersuchten Stützenbereich - an der Stützengruppe $b/d = 30/30$, B 25 und ges $\mu = 2$ % untersucht werden, um Einflüsse quantitativer Art festzustellen.

Bedingt durch den relativ geraden Verlauf der Versagensfunktion und dem damit verbundenen Verhalten $\partial G / \partial x_i \approx \text{const}$, ist zu erwarten, daß die mit den verminderten Verteilungen berechneten α_i -Werte nur graduelle Abweichungen aufzeigen dürfen. Diese Werte wurden auf Bild 63 aufgetragen, und beim Vergleich mit Bild 48 *) zeigt sich, daß dies - abgesehen von numerischen Abweichungen - zutrifft. So werden alle α_i -Werte (außer α_4 und α_5) entsprechend ihrem Gewicht etwas vergrößert, während α_4 und α_5 auf 50 % ihres ursprünglichen Wertes verkleinert erscheinen, was auch dem durch die angesetzten Verteilungen bedingtem Verhalten entspricht, so daß sich auch hier weitere Untersuchungen erübrigen dürften.

*) Die Bilder 63 und 48 sowie 65 und 57 wurden absichtlich nicht noch einmal zusammen in einem Bild dargestellt, da die Werte zum Teil zu dicht beieinander liegen, so daß die Übersichtlichkeit der Zeichnungen entsprechend leidet.



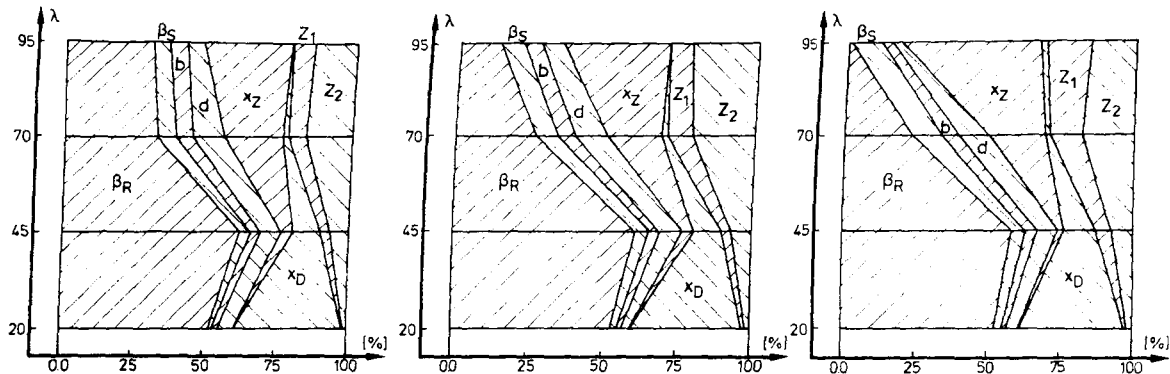


Bild 64 : Prozentuale Anteile an der Gesamtstreuung der Traglast , Daten wie Bild 65.

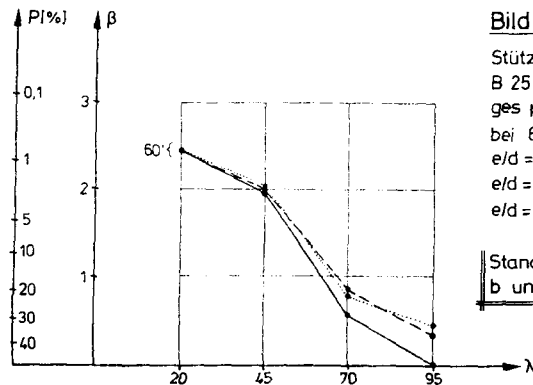


Bild 65:

Stütze 30/30

B 25

ges $\mu = 2\%$

bei 60' Branddauer

$e/d = 0,1$ —●—

$e/d = 0,2$ - - -●- - -

$e/d = 0,3$ ·····●·····

Standardabweichung von
b und d auf 50% verringert

Etwas größere Veränderungen können beim Vergleich von Bild 64 mit 54 festgestellt werden. Hier zeigt sich, daß die prozentualen Anteile an der Gesamtstreuung σ_R eine deutliche Verschiebung in der Form erfahren, daß nun die schon ursprünglichen dominierenden Basisvariablen die kleineren Anteile fast verdrängen und je nach Schlankheitsbereich den Hauptanteil zur Gesamtstreuung beisteuern. Dies bedeutet, daß im Gegensatz zu den α_i -Werten die Veränderung einer Basisvariablen das Gesamtbild der einzelnen Streuungsanteile erheblich verschieben kann, da die Einzelanteile nach Gleichung (68), Abschnitt I, im Quadrat ihrer Wichtigkeit in die Berechnung eingehen.

Trotz dieser Verschiebung bei den Einzelanteilen zeigt sich - und dieses Verhalten ist laut Fehlerfortpflanzungsgesetz auch nicht anders zu erwarten -, daß die β -Werte und damit die operativen Versagenswahrscheinlichkeiten kaum eine Veränderung erfahren. Wie auf Bild 65 dargestellt, liegt die Vergrößerung des β -Wertes im Schlankheitsbereich $\lambda = 20 - 45$ bei $\leq 5\%$, während sich bei größeren Schlankheiten keine nennenswerte Veränderung feststellen läßt. Dies bedeutet ferner, daß bei einer weiteren Veränderung einiger Parameter ein zusätzlicher Aufschluß über die Zusammensetzung der Einzelanteile erhalten werden kann, dessen Größenordnung sich jedoch aufgrund der schon berechneten Einzelanteile sehr gut abschätzen läßt, in bezug auf die ermittelte operative Versagenswahrscheinlichkeit auf der Grundlage der betrachteten Basisvariablen jedoch keine wesentlichen Veränderungen erwartet werden können.

5.7 Einfluß der günstigeren Auflastverteilung nach Abschn. 4.6

In Abschn. 4.6 wurde neben der bisher verwendeten Belastungsverteilung außerdem ein günstigeres Belastungsmodell mit abgeleitet, welches als Grundlage der folgenden Vergleichsberechnungen dienen soll. Da neben den verwendeten Belastungs-

verteilungen andere, ähnlich aussehende Annahmen durchaus denkbar sind, soll in diesem Abschnitt gleichzeitig die Möglichkeit mit geprüft werden, auf der Basis der schon erfolgten Berechnungen und mit den in den Tabellen 1 - 5 des Anhangs angegebenen σ_R -Werten, die mit Hilfe des Ansatzes (42) in Abschnitt I bei bekanntem β -Wert zurückgerechnet wurden, veränderte β -Werte analytisch wiederum nach (42) in Abschn. I (cal β) zu bestimmen und damit ein einfaches Näherungsverfahren abzuleiten. Dies erscheint möglich, wenn die Grundwerte veränderter Belastungsverteilungen den Rahmen der bisher verwendeten nicht wesentlich überschreiten, wie dies nach den Annahmen bei $\bar{s} \approx 0,83 \cdot P_{DIN}$ und $\sigma_s \approx 0,09 \cdot P_{DIN}$ noch der Fall ist.

Um die Auswirkungen der günstigeren Belastungsverteilungen auf die α_i -Werte mit aufzuzeigen, wurden diese für drei ausgewählte Beispiele in den Bildern 66 - 68 aufgetragen; dabei ist der gemittelte Verlauf der schon bekannten α_i -Werte wiederum als Vergleichswert mit dargestellt. In Bild 68 wurden nur noch die α_i -Werte für $e/d = 0,2$ aufgetragen. Wie aus der Definition der α_i -Werte nicht anders zu erwarten, zeigt sich hier eine nicht unwesentliche Verringerung des α_i -Wertes der Auflast, zu dessen Ausgleich die bauteilspezifischen α_i -Werte je nach ihrem Einflußverhalten mehr oder weniger erhöht werden; der prinzipielle Verlauf wird jedoch nicht oder kaum verändert, so daß auf die Erläuterungen zu diesen Werten auf die vorhergehenden Abschnitte verwiesen werden kann.

Die sich nun ergebenden günstigeren β -Werte sind auf den Bildern 69 bis 74 dargestellt. Zur besseren Anschaulichkeit wurden die schon berechneten β -Werte mit eingezeichnet. Der Vergleich ergibt, daß sich durch die Reduzierung des Mittelwertes \bar{s} und der Standardabweichung σ_s der Belastungsverteilung eine Verbesserung des β -Wertes von 0,5 - 0,6 erreichen läßt. Damit stellen sich die Ergebnisse besonders im Schlankheitsbereich $\lambda = 70$ günstiger dar, und auch bei $\lambda = 95$ wird eine nicht unerhebliche Verbesserung erreicht.

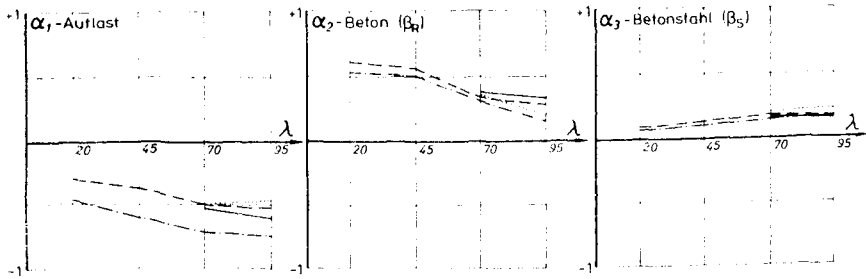
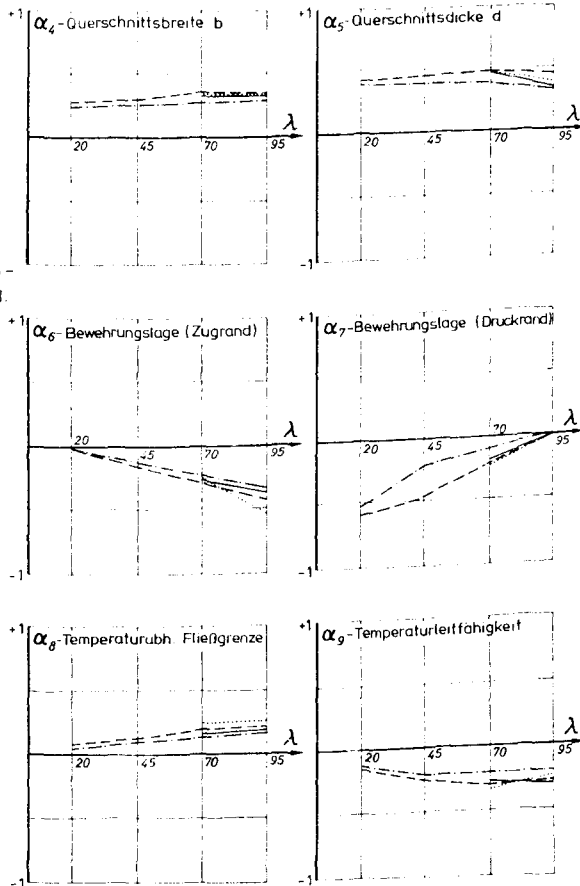


Bild 66:

α_1 -WERTE DER
STÜTZE 30/30, B 25,
ges $\mu = 2\%$ BEI 60'
BRANDDAUER MIT
VERRINGERTER
AUFLAST

— VERGLEICHS-
WERTE NACH BILD 48.

- $e/d = 0,1$
- - - $e/d = 0,2$
- ... $e/d = 0,3$



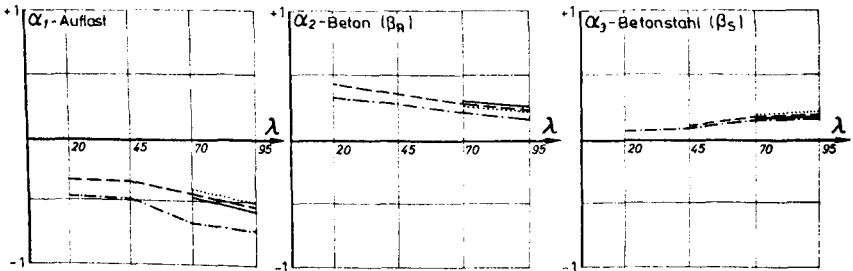
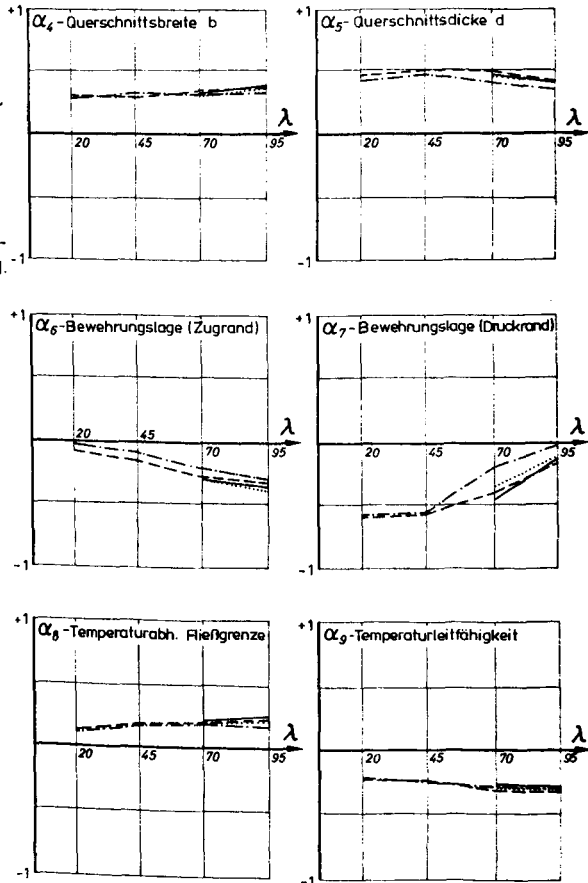


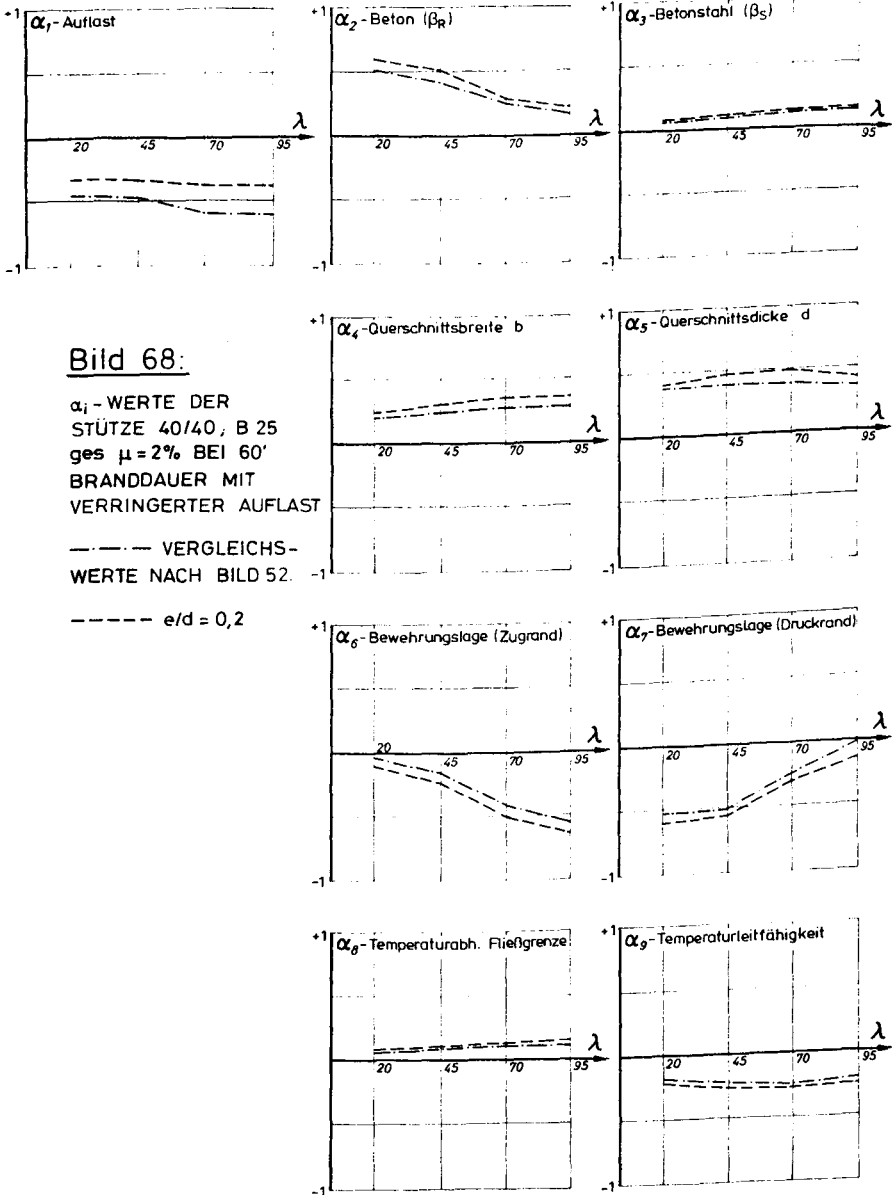
Bild 67:

α_i -WERTE DER
STÜTZE 30/30, B 35,
ges $\mu = 4\%$ BEI 60'
BRANDDAUER MIT
VERRINGERTER
AUFLAST

--- VERGLEICHS-
WERTE NACH BILD 51.

— $e/d = 0,1$
- - - $e/d = 0,2$
... $e/d = 0,3$





Um nun die Genauigkeit einer solchen vereinfachten Vorgehensweise zu überprüfen, wurden die β -Werte bei einer Brandeinwirkung von 60 min für $\lambda = 70$ und 95 mit $e/d = 0,1; 0,2$ und $0,3$, bei $\lambda = 20$ und 45 jedoch nur für den mittleren e/d -Wert von $0,2$ vergleichsweise programmgesteuert (prog 8) berechnet. Für den Bereich $\lambda = 20 - 45$ konnte auf die nochmalige Ermittlung bei $e/d = 0,1$ und $0,3$ verzichtet werden, da die schon bekannten β -Werte relativ dicht beieinander liegen, so daß hier die Überprüfung eines mittleren Wertes ausreichend erscheint.

Die Resultate dieser Vergleichsrechnung sind in Tabelle 8 zusammengestellt, und der Vergleich der Ergebnisse zeigt eine zum Teil sehr gute Übereinstimmung. Relative Abweichungen von 10 % bei kleinen β -Werten sollten nicht überbewertet werden, da sich die absoluten Fehler durchaus in dem gerade bei kleinen β -Werten erzielbaren Genauigkeitsbereich bewegen. Somit stellen die in den Tabellen des Anhanges angegebenen σ_R -Werte eine für anderweitige Vergleichsrechnungen durchaus brauchbare Grundlage dar.



Eine weitere Kontrollrechnung für eine Brandeinwirkung von 90 min wurde nicht mehr mit durchgeführt, da die positiven Ergebnisse bei 60 min auch in diesem Fall keine anderweitigen Resultate erwarten lassen.

Bild 69 : Vergleich der β -Werte

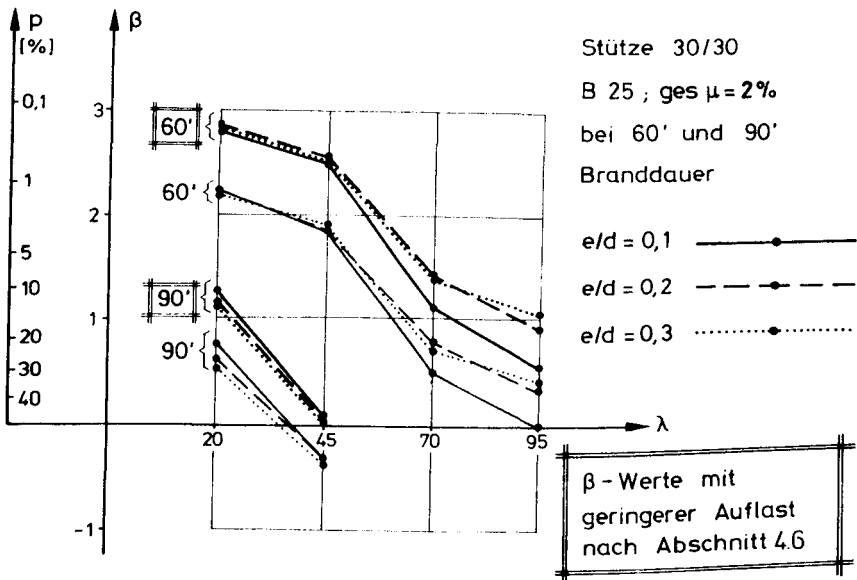


Bild 70 : Vergleich der β -Werte

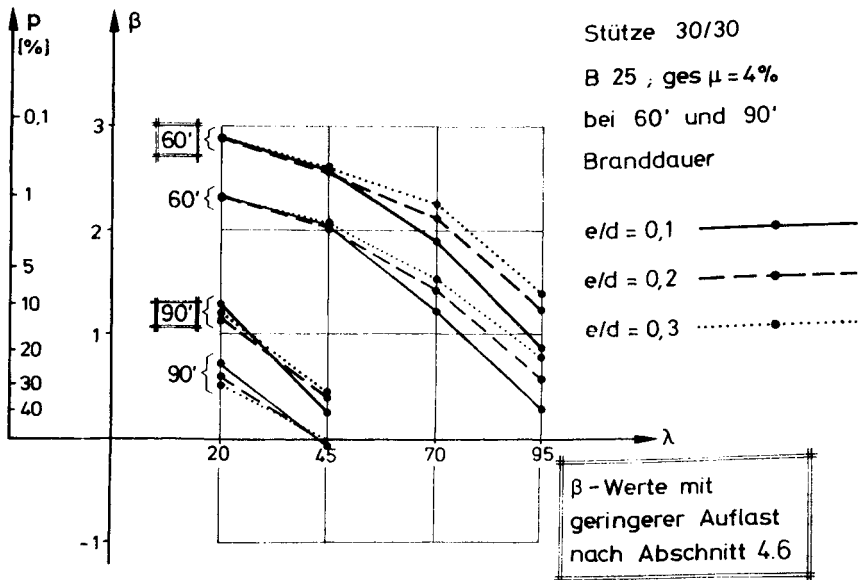


Bild 71 : Vergleich der β -Werte

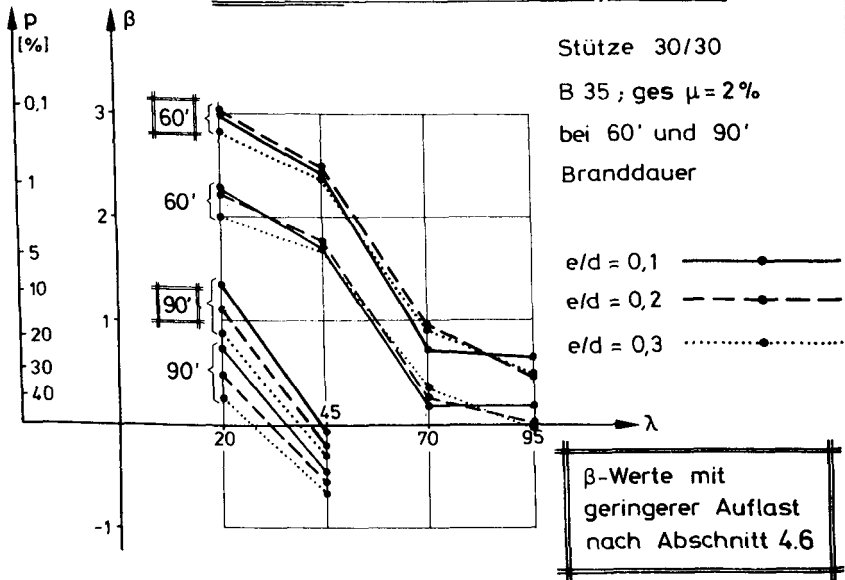


Bild 72 : Vergleich der β -Werte

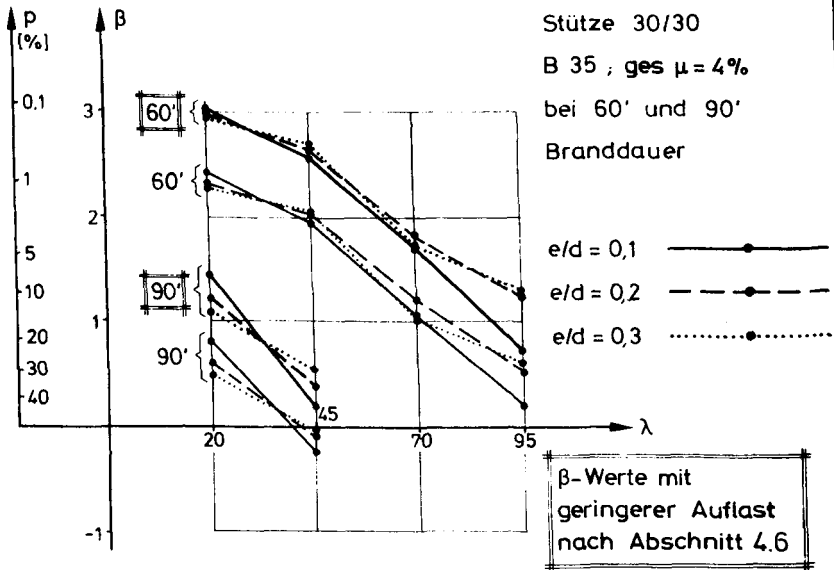


Bild 73 : Vergleich der β -Werte

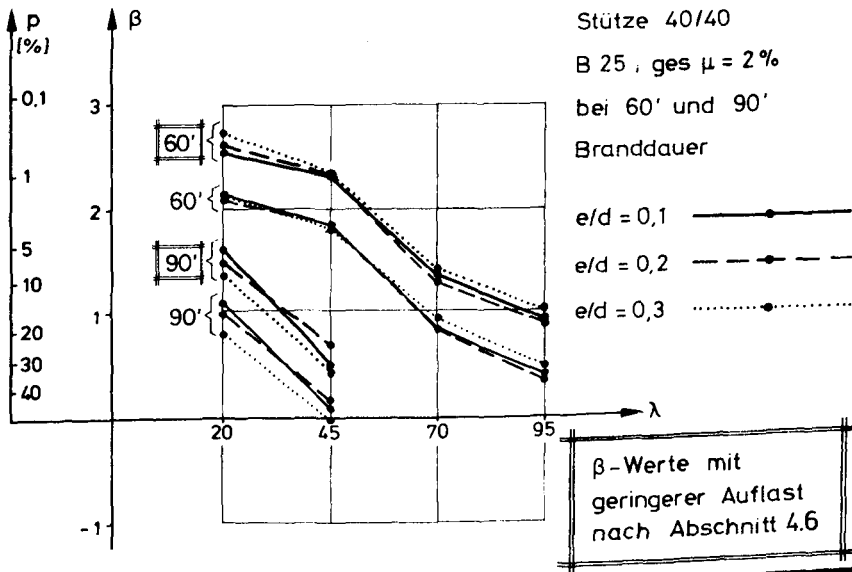
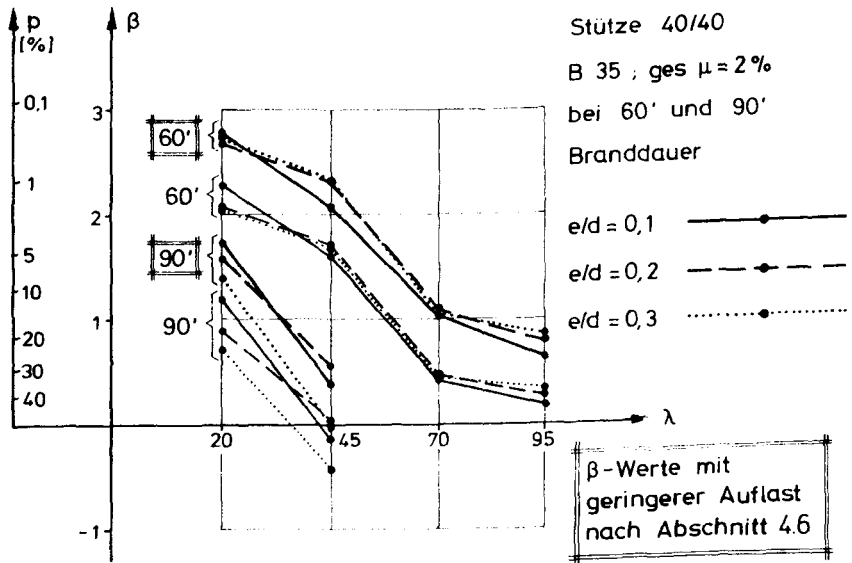


Bild 74 : Vergleich der β -Werte



b/d=30/30; B25; ges μ = 2%					b/d=30/30; B35; ges μ = 2%					b/d=40/40; B25; ges μ = 2%				
λ =	e/d=	prog β	cal β	Fehler	λ =	e/d=	prog β	cal β	Fehler	λ =	e/d=	prog β	cal β	Fehler
20	0,2	2,84	2,87	1,0%	20	0,2	2,92	3,01	3,1%	20	0,2	2,60	2,60	0,0%
45	0,2	2,51	2,57	2,4%	45	0,2	2,46	2,51	2,0%	45	0,2	2,30	2,31	0,4%
70	0,1	1,12	1,10	-1,8%	70	0,1	0,75	0,73	-2,6%	70	0,1	1,38	1,36	-1,4%
	0,2	1,44	1,44	0,0%		0,2	0,91	0,98	7,6%		0,2	1,29	1,34	3,8%
	0,3	1,41	1,42	0,7%		0,3	0,95	0,95	0,0%		0,3	1,33	1,42	6,7%
95	0,1	0,51	0,55	7,8%	95	0,1	0,66	0,65	-1,5%	95	0,1	0,85	0,92	8,2%
	0,2	0,97	0,92	-4,0%		0,2	0,46	0,44	-4,3%		0,2	0,82	0,88	4,9%
	0,3	0,99	1,06	6,6%		0,3	0,42	0,47	11,9%		0,3	0,91	1,01	10,1%
b/d=30/30; B25; ges μ = 4%					b/d=30/30; B35; ges μ = 4%					b/d=40/40; B35; ges μ = 4%				
λ =	e/d=	prog β	cal β	Fehler	λ =	e/d=	prog β	cal β	Fehler	λ =	e/d=	prog β	cal β	Fehler
20	0,2	2,90	2,86	-1,4%	20	0,2	3,00	2,98	-0,7%	20	0,2	2,75	2,68	-2,5%
45	0,2	2,53	2,59	2,4%	45	0,2	2,61	2,67	2,3%	45	0,2	2,18	2,34	7,3%
70	0,1	1,78	1,89	5,6%	70	0,1	1,68	1,72	2,4%	70	0,1	0,93	1,00	7,5%
	0,2	1,98	2,15	8,6%		0,2	1,78	1,82	2,2%		0,2	0,97	1,07	10,0%
	0,3	2,17	2,27	4,6%		0,3	1,69	1,75	3,5%		0,3	1,02	1,07	4,9%
95	0,1	0,87	0,86	-1,1%	95	0,1	0,78	0,74	-5,1%	95	0,1	0,70	0,65	-7,1%
	0,2	1,25	1,25	0,0%		0,2	1,19	1,20	0,8%		0,2	0,87	0,82	-5,7%
	0,3	1,44	1,41	-2,1%		0,3	1,30	1,32	1,5%		0,3	0,78	0,86	8,9%

Tabelle 8 : Vergleich der Ergebnisse von prog β und cal β

6. Darstellung als Brandprozeß

Im vorausgehenden Abschnitt wurde die operative Versagenswahrscheinlichkeit auf der Basis des vorherigen Kapitels des Abschnittes I der Grundlagen ermittelt, und zwar für einige definierte Brandeinwirkungsdauern. Es wäre jedoch auch noch von Interesse, den Verlauf der Verteilung des Bauteilwiderstandes mit fortschreitender Branddauer zu beschreiben.

Bedingt durch die Erfordernisse des gewählten Berechnungsverfahrens ist es erforderlich, die angesetzten Verteilungen der Basisvariablen am Bemessungspunkt näherungsweise in Normalverteilungen zu überführen, so daß der grundlegende Zusammenhang $p_f = \Phi(-\beta)$ weiterhin gilt. Da nun die Standardabweichung σ_R nicht direkt ermittelt wurde, d. h., auch die in Abschnitt 5.3 und 5.4 errechneten prozentualen Anteile wurden aus den am Mittelwert gebildeten α_1 -Werten abgeleitet, kann nun bei bekanntem β -Wert und gegebener Lastverteilung σ_S aus der Gleichung (42) des Abschnitts I zurückgerechnet werden, so daß sich σ_R aus (44) ergibt.

$$\sigma_R = \sqrt{\frac{(\bar{r} - \bar{s})^2}{\beta^2} - \sigma_S^2} \quad (44)$$

Bei Anwendung von (44) wird natürlich von der Annahme ausgegangen, daß der Bauteilwiderstand normalverteilt ist, was jedoch infolge der unterschiedlichen angesetzten Verteilungen nicht genau zutrifft. Da es sich hierbei jedoch um Verteilungen handelt, die der Normalverteilung sehr ähnlich sind, ist zu erwarten, daß der Fehler, der in einem weiteren Bereich um den Bemessungspunkt herum begangen wird, von untergeordneter Bedeutung ist. Am Bemessungspunkt liefert diese Annahme ohnehin die vorher ermittelte operative Versagenswahrscheinlichkeit.

6.1 Berechnung des Verlaufes von $f_R(r)$

Wegen der Ähnlichkeit der Berechnungsergebnisse in bezug auf die Größenordnung und den Verlauf der α_1 - und β -Werte in Abschnitt 5 und da in dieser noch rechenintensiveren Untersuchung nicht jede Parameterkombination speziell über einen weiten Zeitbereich gesondert behandelt werden kann, was eine zusätzliche Verachtfachung des Rechenaufwandes des Abschnittes 5 bedeutet, sollen stellvertretend zwei Stützen mit mittleren Parameterkombinationen (D 25 - 2 - 0,2 - 45 und D 35 - 4 - 0,2 - 45 nach Tabelle 1 und 2 des Anhangs) erfaßt werden. Hierbei wurde jeweils ein niedrigerer und ein höherer Bewehrungsgrad bei mittlerer Schlankheit ausgewählt. Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tabelle 9 wiedergegeben.

min	D 25 - 2 - 0,2 - 45				D 35 - 4 - 0,2 - 45			
	β	P_f	σ_R [kN]	VR [%]	β	P_f	σ_R [kN]	VR [%]
30'	4,7	$1,3 \cdot 10^{-6}$	143,65	11,8	-	-	-	-
40'	3,43	$3,0 \cdot 10^{-4}$	132,00	12,2	-	-	-	-
50'	2,58	$4,94 \cdot 10^{-3}$	126,86	13,6	2,91	$1,82 \cdot 10^{-3}$	206,6	13,4
60'	1,86	$3,36 \cdot 10^{-2}$	115,27	14,4	2,06	$2,25 \cdot 10^{-2}$	203,8	15,5
70'	1,05	$1,58 \cdot 10^{-1}$	116,56	17,0	1,32	$0,34 \cdot 10^{-2}$	186,5	16,7
80'	0,352	$3,62 \cdot 10^{-1}$	113,57	19,5	0,55	$2,91 \cdot 10^{-1}$	184,2	19,7
90'	-0,356	$6,4 \cdot 10^{-1}$	98,20	20,4	-0,102	$5,40 \cdot 10^{-1}$	127,9	16,2
100'	-0,932	$8,24 \cdot 10^{-1}$	86,33	20,9	-0,655	$7,44 \cdot 10^{-1}$	122,47	17,8
110'	-	-	-	-	-1,147	$8,74 \cdot 10^{-1}$	126,4	21,2

Tabelle 9 Ermittlung von σ_R für Stützen
D 25 - 2 - 0,2 - 45 und D 35 - 4 - 0,2 - 45

Die Zahlenwerte der Tabelle 9 werden erst aussagekräftig, wenn sie verteilungsmäßig, wie in den Bildern 75 und 76 geschehen, aufgetragen werden. Dabei fällt der näherungsweise lineare Verlauf des Traglastverlustes vor dem Versagenspunkt (Schnitt \bar{r} und \bar{s}) und außerdem der wiederum näherungsweise lineare Verlauf der Streuungen in diesem Bereich auf, der, wie später in Abschn. 6.2 dargestellt, sich

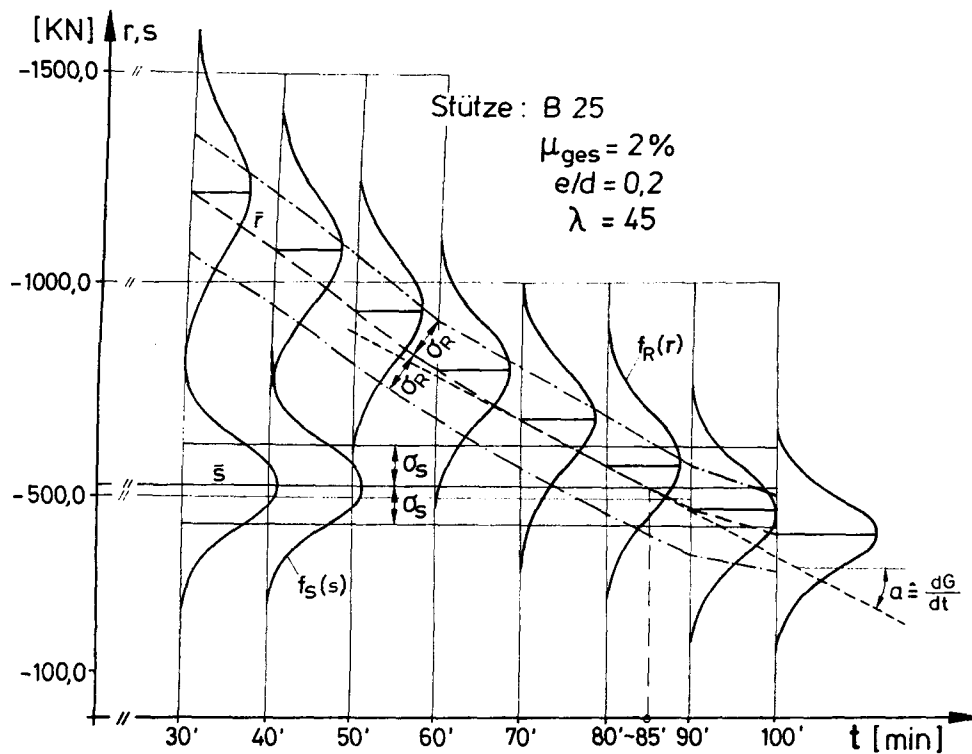


Bild 76: Verlauf von $f_R(r)$ und $f_S(s)$ über den Bereich 30'–100'

bei einem Vorschlag zur Ableitung und Darstellung der Verteilung der Feuerwiderstandsdauer vorteilhaft erweisen wird.

Des weiteren zeigt sich, daß zwar nach dem Schnitt der \bar{r} -Geraden mit der \bar{s} -Linie eine Abflachung im Verlauf des Traglastverlustes erfolgt, diese jedoch nicht ausreicht, bei weiterer Absenkung des Lastniveaus zu wesentlich verbesserten β -Werten und damit zu kleineren operativen Versagenswahrscheinlichkeiten zu gelangen. Erst eine radikale Lastverminderung, die jedoch z. Z. noch nicht allgemein gerechtfertigt erscheint und evtl. bei Vergleichsrechnungen im Einzelfall festgelegt werden mußte, könnte zu verbesserten Werten führen. Dann allerdings ständen mit den in den Tabellen 1 - 3 im Anhang mit angegebenen Werten σ_R der Standardabweichung der Stützentraglast zumindest näherungsweise Werte für Vergleichsrechnungen zur Verfügung.

6.2 Verteilung der Feuerwiderstandsdauer

Nach den Darstellungen auf den Bildern 75 und 76 ergibt sich die Frage, ob eine einfache Möglichkeit besteht, aus den Verteilungsverläufen von R und S eine zutreffende Angabe über die Standardabweichung der Feuerwiderstandsdauer des Bauteils machen zu können, da eine direkte Berechnung derzeit nicht möglich erscheint. In /31, 32/ wurden vom Verfasser mittels der Monte-Carlo-Methode die Variationskoeffizienten der Feuerwiderstandsdauern einiger Stützen ermittelt, wobei sich mit ähnlichen Annahmen ein v_t von $\sim 14 \%$ ergab.

Wiederum von dem einfachen Zusammenhang (42) und (2) nach Abschnitt I ausgehend, ergibt sich bei funktionaler Darstellung des Verlaufs:

$$\bar{r} = f(t) \quad (t \hat{=} \text{Zeit}) \quad (45)$$

$$\bar{s} = \text{const.} \quad (46)$$

$$\sigma_R = f_1(t) \quad (47)$$

$$\sigma_S = \text{const.} \quad (48)$$

$$\frac{t - \bar{t}}{\sigma_t} = \frac{\bar{r} - \bar{s}}{\sqrt{\sigma_S^2 + f_1^2(t)}} \quad (49)$$

Mit $\bar{r} = f(t) = a \cdot t + b$, d. h. linearem Traglastverlust und konstantem Verlauf von $\sigma_R = f_1(t)$ sowie mit $\bar{s} = f(t) = a \cdot \bar{t} + b$ an der Stelle $t = \bar{t}$ läßt sich der einfache Zusammenhang (50) ableiten, wobei a den

$$\sigma_t = \frac{\sqrt{\sigma_S^2 + \sigma_R^2}}{a} \quad (50)$$

Traglastverlust an dieser Stelle darstellt. Für $a \hat{=} dG/dt$ im Falle von

a) Bild 75: $(/684,05/ - /482,57/)/20 = 10,07 \text{ kN/min}$

b) Bild 76: $(/936,76/ - /688,12/)/20 = 12,4 \text{ kN/min}$

und den Standardabweichungen

a) $\sigma_R = 113,57 \text{ kN}$, $\sigma_S = 90,83 \text{ kN}$

b) $\sigma_R = 127,9 \text{ kN}$, $\sigma_S = 139,37 \text{ kN}$

ergibt sich für beide Fälle ein σ_t und ein v_t von:

a) $14,4 \text{ min} \rightarrow v_t = 14,4/85 = \underline{17 \%} \hat{=} 4,1 \% \text{ Fraktile bei } 60'$

b) $15,2 \text{ min} \rightarrow v_t = 15,2/89 = \underline{17 \%} \hat{=} 2,8 \% \text{ Fraktile bei } 60'$

Diese Ergebnisse liegen etwas über denen der mit Hilfe der M-C-Methode in /32/ ermittelten Werten von $\sim 15 \%$, wobei dort der Einfluß einer streuenden Belastung jedoch nur durch eine geringe Variation der Lastausmitte berücksichtigt wurde. Etwas anschaulicher werden diese Ergebnisse, wenn sie - wie in Bild 77 und 78 - als Verteilungsfunktion im Vergleich mit den soeben approximierten Normalverteilungen dargestellt werden. Hier zeigt es sich, daß eine Annäherung mittels Nor-

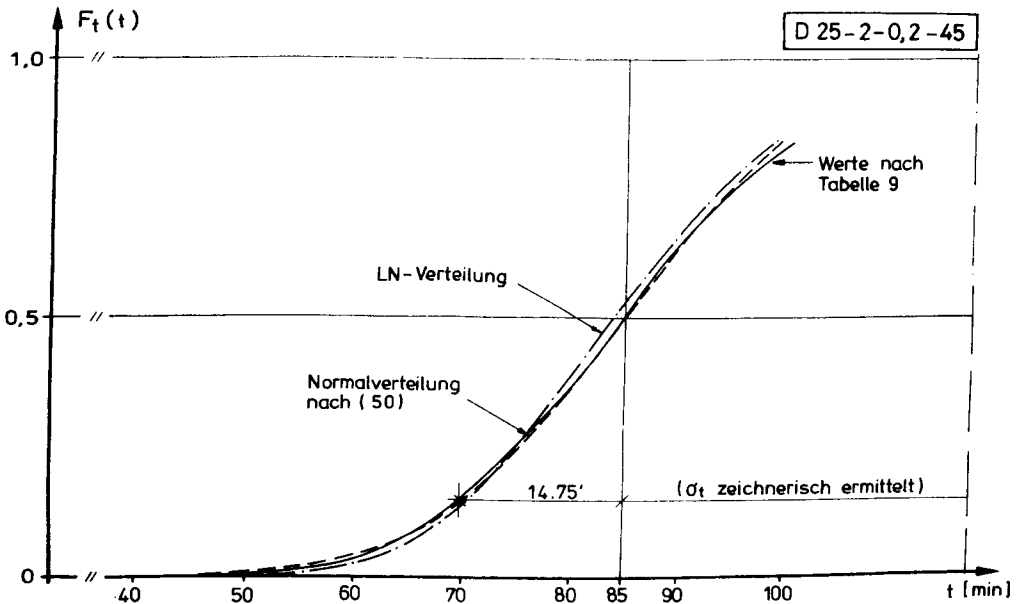


Bild 77 : Näherung der Verteilung nach Tabelle 9 durch eine N und LN-Verteilung

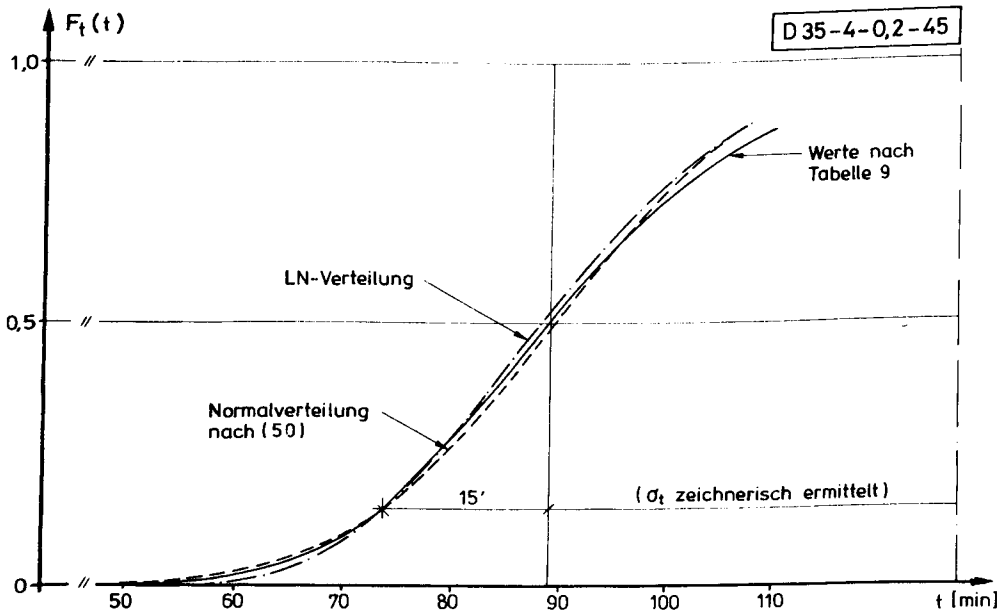


Bild 78 : Näherung der Verteilung nach Tabelle 9 durch eine N und LN-Verteilung

malverteilung sehr wohl in der Lage ist, den Verlauf von $F_t(t)$ zu beschreiben. Diese liefert zwar im Bereich $\bar{t} - \sigma < t < \bar{t}$ etwas zu kleine und im Bereich $-\infty < t < \bar{t} - \sigma$ etwas zu große Werte; der Fehler ist jedoch geringer als bei einer Approximation mittels LN-Verteilung. Außerdem muß bemerkt werden, daß wegen des Abflachens des Traglastverlustes bei größeren Branddauern und der Annahme eines linearen Verlaufs der Bereich $t > \bar{t}$ nicht mehr so gut angenähert werden kann. Hier ergäben sich, wie deutlich auf Bild 78 zu sehen, durchweg etwas zu große operative Versagenswahrscheinlichkeiten.

Es sollte jedoch noch einmal erwähnt werden, daß diese Untersuchung hier nur an zwei ausgewählten Beispielen durchgeführt wurde, die jedoch aus dem mittleren Untersuchungsbereich stammen und damit wohl stellvertretend für weitere Berechnungen stehen können.

7. Auswirkungen unterschiedlicher Verteilungsannahmen und Berücksichtigung eines "natürlichen Brandes"

7.1 Allgemeines

In vorausgehenden Abschnitten war unter anderem gezeigt worden, wie sich die Abschätzung der Belastungsverteilung, die einer Eingrenzung der zu erwartenden Werte zur günstigen und ungünstigen Seite hin gleichkam, rechnerisch auf operative Versagenswahrscheinlichkeit auswirkt. Dabei wurde von einer deterministischen Brandeinwirkung auf der Grundlage der ETK ausgegangen. Um die Auswirkungen einer streuenden Brandeinwirkung kurz aufzuzeigen, soll im folgenden der Verlauf der Brandraumtemperatur gemäß ETK sowie ein rechnerisch ermittelter "natürlicher Brandverlauf" mit zulässigen, abgeschätzten Streuungen der Brandraumtemperatur berücksichtigt werden.

Dabei soll außerdem die Auswirkung der nach Abschnitt 4.6 abgeschätzten Verteilungsannahmen der Belastungsfunktion aufgezeigt werden.

Des weiteren ist bisher für die Verteilung der Betondruckfestigkeit (vgl. (30)) der folgende Ansatz gemacht worden:

$$\bar{\beta}_R = 0,7 \cdot (\beta_{WN} + 1,65 \cdot 5,0) \quad (51)$$

Dabei wird von der Annahme einer konstanten Standardabweichung von $5,0 \text{ MN/m}^2$ ausgegangen. Der Faktor 0,7 berücksichtigt die Abminderung der Würfeldruckfestigkeit auf die Prismenfestigkeit mit $\sim 0,85$ sowie den Einfluß der Dauerstandsfestigkeit mit ebenfalls $\sim 0,85$. In verschiedenen Literaturstellen /15, 23/ wird bei ähnlichen Berechnungen günstigerweise davon ausgegangen, daß im Bruchzustand der Einfluß der Dauerwiderstandsfestigkeit vernachlässigt werden kann, da der Bruch des Bauteils durch eine zufällige kurzfristige Überbelastung des Bauteils herbeigeführt wird. In diesem Fall würde

der Ansatz der Betondruckfestigkeit günstigerweise mit

$$\bar{\beta}_R = 0,85 \cdot (\beta_{WN} + 1,65 \cdot 5,0) \quad (52)$$

anzusetzen sein. Inwieweit diese Annahme für das unter Brandeinwirkung stehende Bauteil zutrifft, dessen Versagen zum großen Teil im Gebrauchslastbereich eintritt, müßte noch abschließend geklärt werden. Aus diesem Grund soll der aus einer solchen veränderten Verteilungsannahme resultierende Einfluß auf die rechnerischen β -Werte mit aufgezeigt werden.

7.2 Angesetzter Temperatur-Zeit-Verlauf

Der in Bild 79 dargestellte und der numerischen Berechnung zugrunde gelegte Temperatur-Zeit-Verlauf wurde /33/ entnommen, da er der ebenfalls dargestellten ETK recht nahe kommt. Für die numerische Berechnung wurde der rechnerisch ermittelte Temperaturverlauf im Brandraum durch die außerdem mit eingezeichneten drei Geraden angenähert. (Dieses entspricht der später in Abschnitt V empfohlenen Vorgehensweise.)

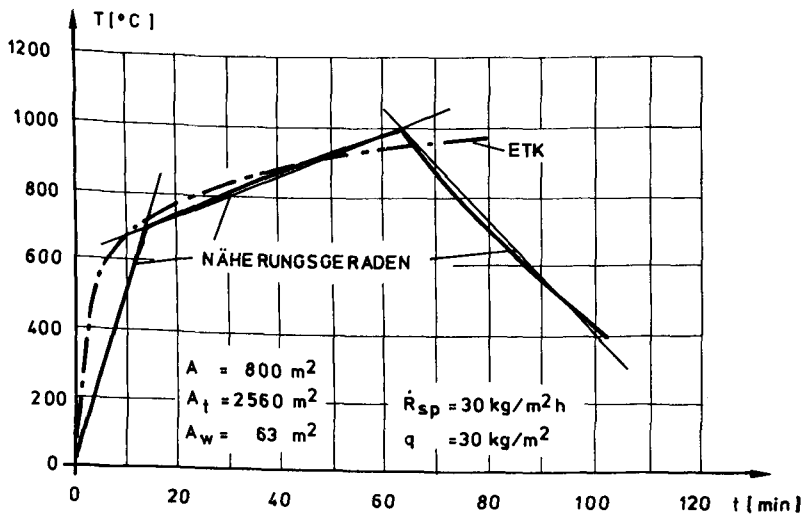


Bild 79: Angesetzter Temperatur-Zeit-Verlauf

Dieser Temperaturverlauf resultiert aus einer Berechnung für eine Stahlbetonhalle mit Gasbetonabdeckung und folgenden Grundwerten:

A	$=$	800	m^2	Grundfläche
A_w	$=$	63	m^2	Öffnungsfläche
A_t	$=$	2560	m^2	Umfassungsfläche
q	$=$	30	kg/m^2	Brandlast (Holzkrippen)
\dot{R}_{sp}	$=$	30	$\text{kg}/\text{m}^2\text{h}$	Abbrandrate

Auf weitere Details zur Berechnung des angegebenen Temperatur-Zeit-Verlaufes soll an dieser Stelle nicht eingegangen werden.

Bezüglich des anzusetzenden Variationskoeffizienten V_T wurde ebenfalls auf die in /33/ gemachten Angaben zurückgegriffen. Mit den dort getroffenen Annahmen kann ein Variationskoeffizient V_T von 0,17 abgeschätzt werden. (Dies entspricht auch der später in Abschnitt V festgestellten Größenordnung.)

Dieser Variationskoeffizient soll vereinfachend über die gesamte Branddauer als konstant angenommen werden, obwohl damit zu rechnen ist, daß sich der Variationskoeffizient V_T mit zunehmender Branddauer geringfügig verringert.

Für die durchzuführende probabilistische Berechnung ist noch festzulegen, welche Fraktile der angegebene Temperaturverlauf darstellen soll. Geht man davon aus, daß V_T in Analogie zu $V_{t_{\ddot{a}}}$ (Variationskoeffizient der äquivalenten Branddauer nach DIN 18 230 /34/) gedeutet werden kann, $t_{\ddot{a}}$ jedoch als 90-%-Fraktile der Grundgesamtheit definiert ist, so soll diese Annahme auch in den folgenden Berechnungen für den in Bild 79 angegebenen Temperaturverlauf gelten. Als Verteilung wird näherungsweise eine Dreiecksverteilung angesetzt, da sie die auftretenden Temperaturen sinnvoll nach oben und unten begrenzt. Da die Bemessungswerte außerdem im "mittleren" Bereich der Verteilung liegen, treten bei dieser Annahme kaum

nennenswerte Abweichungen gegenüber der Annahme von Normal- oder Log.-Normalverteilungen für die Verteilung der Brandraumtemperatur auf.

Da nach DIN 4102 /35/, Teil2, Abschnitt 6.2.4, bei einer Prüfdauer eines Bauteiles von über 30 min nur um $\pm 5\%$ vom Sollwert der ETK abgewichen werden darf, wird diese Schwankungsbreite der Brandraumtemperatur, dreiecksförmig verteilt, den Vergleichsrechnungen zugrunde gelegt. Dabei ist die durch die ETK beschriebene Sollkurve als Mittelwert der Verteilung definiert.

7.3 Auswirkungen unterschiedlicher Verteilungsannahmen

Um die Auswirkungen der zuvor beschriebenen unterschiedlichen Verteilungen aufzuzeigen, sollen stellvertretend auch für andere noch denkbare Ansätze der anderen Basisvariablen die β -Werte während des Brandverlaufs ermittelt werden. Die Ergebnisse werden für eine Stütze mit mittlerer Schlankheit und mittlerem Bewehrungsgrad in Tabelle 9 zusammengestellt und in Bild 80 dargestellt. Die Kenndaten der gewählten Stütze sind ebenfalls mit in Tabelle 9 angegeben:

<u>Tabelle 9:</u>	Stütze	λ	= 70
		b/d	= 30/30 cm
	Bewehrungsgehalt	tot ω	= 2 %
			= 6 \emptyset 20
	Achsabstand	u	= 40 mm
	e/d		= 0.2
	Beton		B 25
Lastverteilung: ungünstig			
	P	= 0,92 P_{DIN}	σ_p = 0.158 P_{DIN}
	günstig	P = 0.83 P_{DIN}	σ_p = 0.09 P_{DIN}

Tabelle 9: Ergebnisse

	a)	b)	c)	d)
Lastverteilung :	ungünstig	günstig	günstig	ungünstig
Beton :	nach (51)	nach (51)	nach (52)	nach (52)
T als % Fraktile:	50 % *	50 % *	50 % *	90 % **
Branddauer 40;β=	1,840	2,31	2,48	4,56
(min) 45;β=	1,43	1,81	1,976	3,90
50;β=	1,096	1,41	1,557	3,36
55;β=	0,799	1,09	1,203	2,98
60;β=	0,53	0,774	0,898	2,57
65;β=	0,28	0,506	0,627	2,15
70;β=	-	-	0,409	1,85

* Temperaturverlauf nach Bild 79 wurde hier als Mittelwert angesetzt

** Definition des Temperaturverlaufes als 90-%-Fraktile

Wie aus Bild 80 ersichtlich, ergeben sich je nach Verteilungsannahme, welche sich alle rational begründen lassen, stark unterschiedliche β -Werte. Die dabei auftretenden Unterschiede mit ähnlichen Annahmen (Kurven a bis c) können durchaus im Bereich von $\beta = 0,5$ liegen, ohne an dieser Stelle auf die Höhe der erzielten β -Werte eingehen zu wollen. Solch ein Berechnungsunterschied kann jedoch bei einer rechnerischen Untersuchung entscheidend sein. Am relevantesten ist der Unterschied zwischen den Kurven a und d, wobei "a" sozusagen einen Verlauf mit konservativen Annahmen repräsentiert. Die Definition des angesetzten Brandverlaufes als 90-%-Fraktile hat somit entscheidenden Einfluß auf die Berechnung des β -Wertes.

Die Berechnungen mit unterschiedlichen Verteilungsannahmen sollten dazu dienen, deren Einfluß auf die rechnerischen β -Werte kurz aufzuzeigen. Da die Berechnungsalgorithmen in der Zwischenzeit ausreichend bekannt sind und somit keine wesentlichen Schwierigkeiten mehr bereiten, wäre es notwendig, um im Rahmen von probabilistischen Untersuchungen zu vergleichbaren Ergebnissen zu kommen, wenigstens für die maßgebenden Basisvariablen einheitliche Verteilungskennwerte zu definieren.

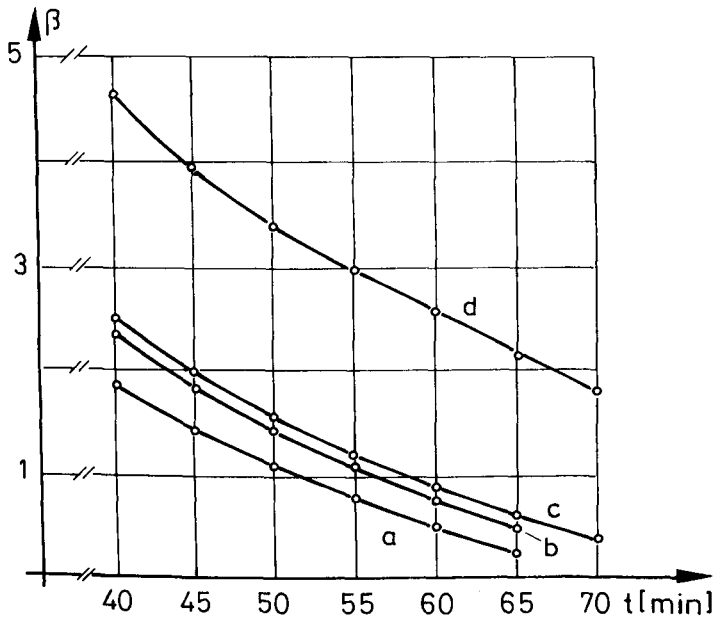


Bild 80: β -Werte nach Tabelle 9

7.4 Verlauf der β -Werte bei einem "natürlichen Brand"

Vor Berechnung des β -Verlaufes während der Brandeinwirkungsdauer ist festzulegen, welcher einzuhaltende Sicherheitsindex β_b^{soll} für das eigentliche Bauteil als erforderlich erachtet wird. Als Grundlage zur Berechnung von β_b^{soll} sollen die Angaben nach /36/ mit herangezogen werden. Der erforderliche Sicherheitsindex für Bauteile der Schadensklasse SK 3 kann mit den folgenden Werten berechnet werden:

$$p = 2 \cdot 10^{-7} \text{ - Auftretenswahrscheinlichkeit von Bränden pro m}^2 \text{ und Jahr}$$

$$p_{f3} = 1 \cdot 10^{-6} \text{ - Versagenswahrscheinlichkeit pro Jahr}$$

$$A = 2.500 \text{ m}^2 \text{ - Vergleichsbrandabschnittsfläche}$$

$$A = 800 \text{ m}^2 \text{ - Fläche des Brandabschnittes}$$

Damit ergibt sich:

$$\beta_b^{\text{soll}} = \phi^{-1} \left(1 - \frac{p_{f3} \cdot A}{p \cdot A^2} \right) = 2.05$$

Bei der weiteren Berechnung von β_b^{soll} wurde hier von mittleren Werten ausgegangen. Wird ein Bauteil auf den Grundlagen solch eines probabilistischen Konzeptes bemessen, muß sichergestellt sein, daß der rechnerische β -Wert während der gesamten Brandeinwirkungsdauer den vorgegebenen β_b^{soll} -Wert nicht unterschreitet.

Der Verlauf der β -Werte soll wiederum exemplarisch für zwei querschnittsmäßig gleiche Stützen, jedoch von unterschiedlicher Schlankheit, berechnet werden. Dabei wurden in diesem Fall nur die zuvor beschriebenen günstigen Verteilungen angesetzt; der Temperatur-Zeit-Verlauf ist, wie schon erwähnt, als 90-%-Fraktile definiert. Bei einer brandschutztechnischen Bemessung nach DIN 18 230 - hier nicht mit wiedergegeben - würden Bauteile notwendig werden, die nach DIN 4102 in die Klasse F 90 eingestuft sind. Diese Bedingungen werden von der dieser Berechnung wiederum zugrunde liegenden Stahlbetonstütze erfüllt. Die Berechnungen sollen je einmal für eine Stütze mit $\lambda = 45$ und $\lambda = 70$ durchgeführt werden.

Bei den vergleichsweise mit angegebenen β - Werten bei einer Brandeinwirkung nach der ETK wurde, da dies den Prüfbedingungen nach DIN 4102 entspricht, als Belastung die zulässige Gebrauchslast, jedoch nicht streuend, angesetzt. Diese Berechnungen wurden mit aufgenommen, um den daraus resultierenden Unterschied zu verdeutlichen. Die β -Verläufe für die berechneten Stützen mit $\lambda = 45$ und $\lambda = 70$ sind in den Bildern 81 und 82 angegeben.

Obwohl die Kurvenverläufe in Bild 81 und 82 ähnlich aussehen, zeigt sich auch bei dieser Berechnung der nicht zu vernachlässigende Schlankheitseinfluß bei Stahlbetonstützen. Während die Stütze mit $\lambda = 45$ in der Lage ist, die an sie gestellten

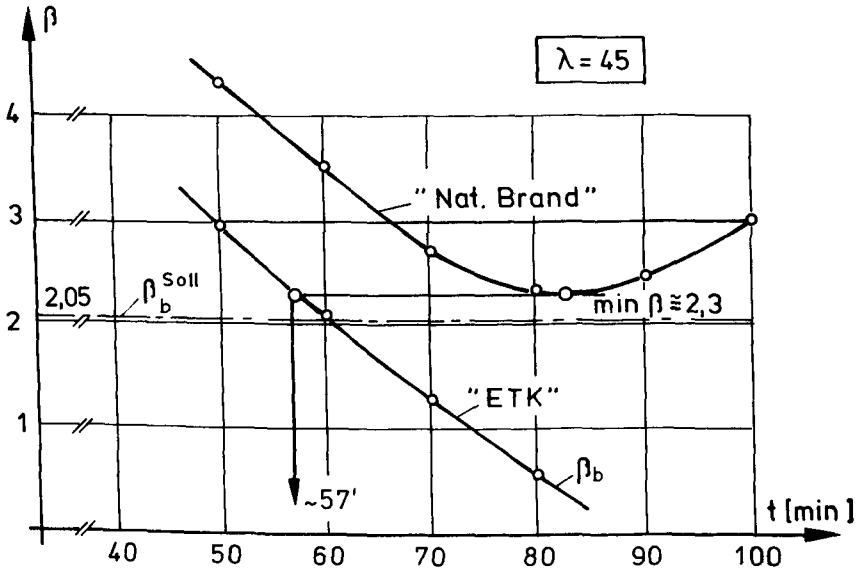


Bild 81: β_b -Werte für $\lambda = 45$

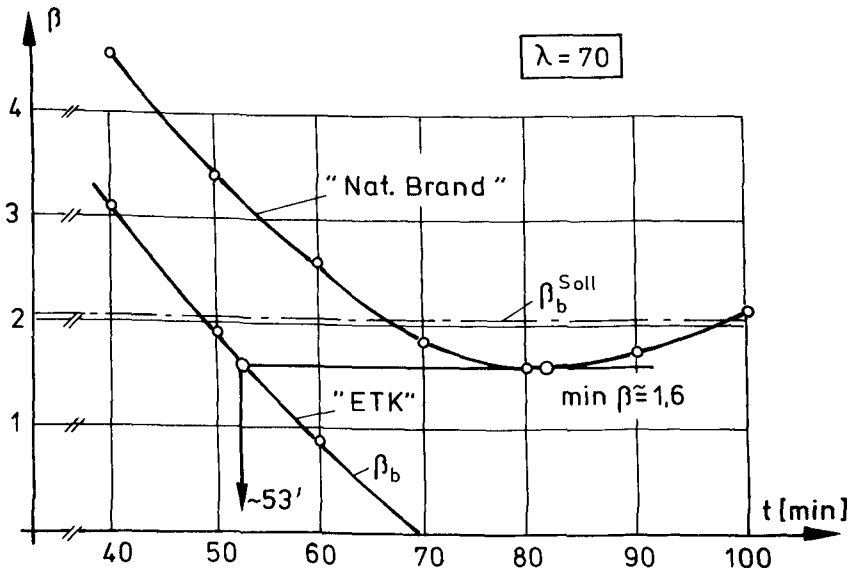


Bild 82: β_b -Werte für $\lambda = 70$

Anforderungen mit $\min \beta = 2.3$ zu erfüllen, wird bei der Stütze mit $\lambda = 70$ das als notwendig erachtete Sicherheitsniveau nach ca. 67 min Brandeinwirkungsdauer unterschritten. Der minimale β -Wert liegt bei dieser Berechnung bei $\min \beta = 1,6$. Es soll hier vielleicht noch einmal erwähnt werden, daß bei der vorliegenden Auswertung von im wesentlichen *günstig* wirkenden Verteilungsannahmen ausgegangen wurde. Des weiteren zeigen die Kurvenverläufe in Bild 81 und 82, daß $\min \beta$ annähernd zum gleichen Zeitpunkt erreicht wird; der Sicherheitsabstand zwischen den beiden Verläufen beträgt jedoch $\Delta \beta = 0,7$.

Aus den in Bild 81 und 82 angegebenen β -Verläufen läßt sich auch noch ein Wert ablesen, welcher bei einer Brandeinwirkung auf der Basis der ETK die gleiche Versagenswahrscheinlichkeit liefert wie der angesetzte natürliche Brand und somit die Auswirkungen des natürlichen Brandes mit denen des Normbrandes vergleichbar macht. Es soll hier kein neuer Begriff geprägt werden, aber man könnte diesen Wert mit "Branddauer der äquivalenten Sicherheit" bezeichnen; er liegt bei $\lambda = 45$ bei ca. 57 min und bei $\lambda = 70$ bei ca. 53 min.

Im folgenden Bild 83 sind die Anteile der einzelnen Basisvariablen an der Gesamtstreuung der Traglast der Stütze (hier nur für $\lambda = 70$) über die Zeit aufgetragen.

Im Gegensatz zu den in den vorausgehenden Abschnitten durchgeführten Untersuchungen, bei denen mehr die bauteil- und baustoffspezifischen Einflüsse auf das Bauteilversagen im Vordergrund standen, ist aus Bild 83 ersichtlich, daß die Brandraumtemperatur, wird sie als Einflußparameter eingeführt, zur dominierenden Basisvariablen wird.

Die in diesem Abschnitt wiedergegebenen Berechnungsergebnisse und aufgezeigten Überlegungen sollten dazu dienen, die Veränderungen, welche sich bei der Variation von Verteilungsannahmen bezüglich des rechnerischen β -Wertes ergeben können, aufzuzeigen. Da in den wiedergegebenen Lösungsmöglichkeiten

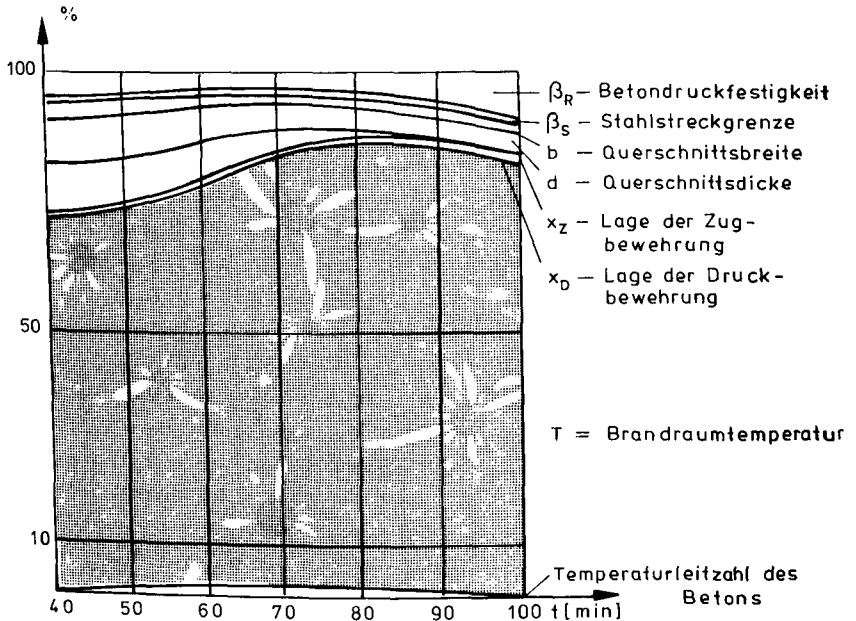


Bild 83: Prozentuale Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung der Stützentraglast.

jedoch gewisse Tendenzen und Zusammenhänge aufgezeigt wurden, erscheint es wünschenswert, zur weiteren Überprüfung von probabilistischen Sicherheitskonzepten den hier aufgezeigten Weg zur besseren Erfassung des "natürlichen Brandes" in solchen Sicherheitskonzepten weiter zu verfolgen.

8 . A N H A N G

Stütze	t_u	P_{DIN} [kN]	Rückgr. Traglast	Fehler [%]	Traglast bei 60'	β - Wert	\bar{P} [kN]	σ_P [kN]	σ_R [kN]	v_R [%]
B35-2-0,1-20	80'	1076,40	1077,50	+0,10	1661,09	2,290	990,29	170,07	238,50	14
B35-2-0,1-45	66'	838,35	853,49	+1,81	1130,61	1,710	771,28	132,46	163,12	14
B35-2-0,1-70	50'	693,45	712,37	+2,73	665,09	0,179	637,97	109,57	104,64	16
B35-2-0,1-95	47'	470,00	502,84	+6,99	452,57	0,176	432,46	74,26	86,86	19
B35-2-0,2-20	77'	869,40	860,60	-1,01	1280,47	2,215	799,85	137,36	167,97	13
B35-2-0,2-45	68'	672,75	682,62	+1,47	905,25	1,755	618,93	106,29	123,77	14
B35-2-0,2-70	51'	569,25	565,77	-0,61	553,01	0,244	523,71	89,94	63,50	11
B35-2-0,2-95	47'	400,00	419,23	+4,81	366,87	0,012	368,00	63,20	69,81	19
B35-2-0,3-20	73'	755,55	751,94	-0,48	1052,30	2,000	695,11	119,38	132,83	13
B35-2-0,3-45	68'	569,25	564,37	-0,86	752,06	1,659	523,70	89,94	104,00	14
B35-2-0,3-70	53'	476,10	476,98	+0,18	474,18	0,350	438,01	75,22	71,01	15
B35-2-0,3-95	51'	340,00	348,91	+2,62	309,83	-0,046	312,80	53,72	35,82	12
B35-4-0,1-20	84'	1345,50	1408,94	+4,34	2214,45	2,417	1237,86	212,59	343,60	16
B35-4-0,1-45	73'	1084,68	1092,08	+0,68	1601,63	1,967	997,91	171,38	254,65	16
B35-4-0,1-70	60'	890,10	909,52	+2,18	1041,68	1,057	818,89	140,63	157,00	15
B35-4-0,1-95	52'	740,00	750,66	+1,44	713,77	0,200	630,80	116,92	116,21	16
B35-4-0,2-20	81'	1107,45	1111,17	+0,33	1752,05	2,330	1018,85	174,98	261,54	15
B35-4-0,2-45	75'	879,75	880,44	+0,08	1315,56	2,047	809,39	139,37	204,52	16
B35-4-0,2-70	61'	745,20	766,44	+2,85	890,72	1,230	685,58	117,74	118,12	13
B35-4-0,2-95	55'	603,00	608,78	+0,96	623,19	0,533	554,76	95,27	86,06	14
B35-4-0,3-20	81'	941,85	932,20	-1,02	1468,31	2,298	866,50	148,81	215,50	15
B35-4-0,3-45	75'	757,62	735,71	-2,89	1124,73	2,054	697,01	119,70	170,40	15
B35-4-0,3-70	60'	677,21	680,54	+0,49	781,05	1,036	623,03	106,10	109,58	14
B35-4-0,3-95	56'	532,00	535,57	+0,69	558,66	0,615	489,44	84,06	74,85	13

β_{WN}
 $\text{ges } \mu \cdot 100$
 e/d
 λ

**Tabelle 2 : Berechnungsergebnisse der Stützen 30/30 mit B 35, ges $\mu = 2,4\%$
 $e/d = 0,1; 0,2; 0,3$ und $\lambda = 20; 40; 70; 95$ bei 60' Branddauer**

Stütze	t_u	P_{DIN} [kN]	Rückgr. Traglast	Fehler [%]	Traglast bei 60'	β -Wert	\bar{P} [kN]	σ_p [kN]	σ_R [kN]	v_R [%]
B25-2-0,1-20	83'	882,00	872,44	-1,08	1409,90	2,245	811,44	139,36	227,25	16
B25-2-0,1-45	70'	701,00	697,16	-0,55	988,05	1,860	644,92	110,76	147,53	15
B25-2-0,1-70	55'	582,80	580,52	-0,39	603,31	0,506	536,18	92,08	95,51	16
B25-2-0,1-95	47'	450,00	465,04	+3,34	414,46	0,006	414,00	71,10	28,68	7
B25-2-0,2-20	81'	700,88	696,66	-0,60	1100,06	2,250	644,81	110,74	169,34	15
B25-2-0,2-45	70'	574,88	590,22	+0,93	797,84	1,850	528,89	90,83	113,51	14
B25-2-0,2-70	57'	464,63	471,20	+1,41	509,71	0,782	427,46	73,41	75,32	15
B25-2-0,2-95	51'	360,00	372,10	+3,36	356,70	0,328	331,20	56,88	53,00	15
B25-2-0,3-20	80'	590,63	590,92	+0,05	912,25	2,220	543,38	93,32	137,48	15
B25-2-0,3-45	72'	483,52	480,05	-0,72	679,58	1,920	444,84	76,40	95,40	14
B25-2-0,3-70	58'	409,50	402,00	-1,83	442,11	0,731	376,74	64,70	61,73	14
B25-2-0,3-95	55'	305,00	305,85	+0,23	310,38	0,445	280,60	48,19	46,50	15
B25-4-0,1-20	34'	1173,33	1177,19	+0,32	1964,85	2,360	1079,51	185,39	326,14	16
B25-4-0,1-45	75'	937,13	950,35	+1,41	1444,43	2,050	862,16	148,07	242,38	17
B25-4-0,1-70	64'	795,38	788,63	-0,85	973,28	1,236	731,75	125,67	149,64	15
B25-4-0,1-95	55'	675,00	663,07	-1,77	664,89	0,293	621,00	106,65	105,19	16
B25-4-0,2-20	83'	960,75	953,35	-0,77	1564,67	2,304	883,89	151,80	253,50	16
B25-4-0,2-45	76'	779,63	782,43	+0,36	1194,83	2,040	717,26	123,18	199,07	17
B25-4-0,2-70	64'	653,63	679,15	+3,90	831,73	1,450	601,34	103,27	120,75	14
B25-4-0,2-95	57'	558,00	554,85	-0,56	586,16	0,596	513,36	88,16	84,54	14
B25-4-0,3-20	82'	819,00	812,36	-0,81	1317,62	2,300	753,48	129,40	208,36	16
B25-4-0,3-45	77'	669,38	672,77	+0,51	1025,01	2,065	615,83	105,76	167,56	16
B25-4-0,3-70	66'	567,00	580,17	+2,32	734,07	1,550	521,64	89,59	103,71	14
B25-4-0,3-95	58'	486,00	490,11	+0,85	527,93	0,763	447,12	76,79	76,79	14

β_{WN}
 \uparrow
 e/d
 \uparrow
 λ
 \uparrow
 $\mu = 100$

**Tabelle 1 : Berechnungsergebnisse der Stützen 30/30 mit B 25, $\mu = 2,4\%$
 $e/d = 0,1 ; 0,2 ; 0,3$ und $\lambda = 20 ; 40 ; 70 ; 95$ bei 60' Branddauer**

Stütze	t_u	P_{DIN} [kN]	Rückger. Traglast	Fehler [%]	Traglast bei 60'	β -Wert	\bar{P} [kN]	σ_p [kN]	σ_R [kN]	v_R [%]
B25-2-0,1-20	87'	1554,00	1540,52	-0,90	2656,5	2,146	1429,68	245,53	516,26	19,4
B25-2-0,1-45	71'	1260,00	1265,16	+0,40	1876,7	1,820	1159,20	199,08	340,27	18,1
B25-2-0,1-70	56'	1022,00	1053,76	+3,10	1172,1	0,850	940,24	161,48	219,77	18,7
B25-2-0,1-95	50'	768,00	786,79	+2,40	781,9	0,408	706,56	121,34	139,19	17,8
B25-2-0,2-20	82'	1260,00	1240,93	-1,50	1994,5	2,090	1159,20	199,08	346,55	17,4
B25-2-0,2-45	72'	1022,00	1024,85	+0,30	1540,5	1,828	940,24	161,48	285,92	18,6
B25-2-0,2-70	57'	868,00	879,55	+1,30	979,3	0,847	798,56	137,14	176,62	18,0
B25-2-0,2-95	50'	672,00	686,22	+2,10	677,6	0,386	618,24	106,18	111,46	16,4
B25-2-0,3-20	80'	1064,00	1056,01	-0,80	1660,7	2,146	978,88	168,11	269,60	16,2
B25-2-0,3-45	72'	882,00	889,16	+0,80	1277,6	1,811	811,44	137,36	217,70	17,0
B25-2-0,3-70	60'	728,00	719,06	-1,20	850,4	0,916	669,76	115,02	160,29	18,8
B25-2-0,3-95	53'	576,00	578,86	-0,50	600,1	0,494	529,92	91,01	109,01	18,2
B35-2-0,1-20	85'	1895,20	1900,60	+0,30	3149,8	2,270	1743,58	299,44	542,30	17,2
B35-2-0,1-45	68'	1545,60	1540,07	-0,35	2236,9	1,616	1421,95	244,20	441,20	19,7
B35-2-0,1-70	52'	1251,20	1278,02	+2,10	1280,0	0,444	1151,10	197,69	212,78	16,6
B35-2-0,1-95	48'	874,00	899,43	+2,90	843,4	0,184	804,08	138,09	163,08	19,3
B35-2-0,2-20	79'	1545,60	1517,60	-1,80	2321,4	2,064	1421,95	244,20	361,50	15,6
B35-2-0,2-45	69'	1251,20	1233,01	-1,47	1721,1	1,706	1151,10	197,69	269,35	15,7
B35-2-0,2-70	54'	1030,40	1022,44	-0,70	1058,1	0,482	947,97	162,80	160,32	15,2
B35-2-0,2-95	50'	726,00	746,37	+2,80	713,5	0,277	667,92	114,97	117,97	16,5
B35-2-0,3-20	77'	1306,40	1284,76	-1,60	1912,1	2,050	1201,88	206,41	278,25	14,6
B35-2-0,3-45	68'	1067,20	1066,74	-0,04	1449,3	1,694	981,82	168,62	218,45	15,1
B35-2-0,3-70	54'	883,20	872,89	-1,18	905,3	0,470	812,54	139,55	139,56	15,4
B35-2-0,3-95	53'	615,00	621,51	+1,05	614,00	0,334	565,80	97,17	106,99	17,4

\uparrow β_{WN}
 \uparrow e/d
 \uparrow λ
 \uparrow ges $\mu \cdot 100$

**Tabelle 3 : Berechnungsergebnisse der Stützen 40/40 mit B 25, B 35;
ges $\mu = 2\%$; $e/d = 0,1; 0,2; 0,3$ und $\lambda = 20; 45; 70; 95$ bei 60' Branddauer**

Stützen	Traglast bei 90'	β -Wert	\bar{P} [kN]	σ_p [kN]	σ_R [kN]	v_R [%]
B25-2-0,1-20	984,24	+0,763	811,44	139,36	178,5	18,0
B25-2-0,1-45	591,83	-0,338	644,92	110,76	111,4	18,8
B25-2-0,2-20	753,51	+0,630	644,81	110,74	132,3	17,5
B25-2-0,2-45	482,57	-0,331	528,89	30,83	106,4	22,0
B25-2-0,3-20	628,18	+0,590	543,38	93,32	109,3	17,4
B25-2-0,3-45	401,35	-0,394	444,84	76,40	79,6	19,8
B25-4-0,1-20	1288,99	+0,718	1079,51	185,39	225,3	17,5
B25-4-0,1-45	829,83	-0,143	862,16	148,07	170,8	20,0
B25-4-0,2-20	1021,11	+0,600	383,89	151,80	171,0	16,7
B25-4-0,2-45	702,90	-0,080	717,26	123,18	130,6	18,5
B25-4-0,3-20	852,10	+0,547	753,48	129,40	125,5	14,7
B25-4-0,3-45	613,80	-0,016	615,83	105,76	71,2	12,0
B35-2-0,1-20	1180,67	+0,749	990,29	170,10	188,9	16,0
B35-2-0,1-45	685,40	-0,485	771,28	132,46	117,5	17,1
B35-2-0,2-20	896,63	+0,500	799,85	137,36	136,5	15,2
B35-2-0,2-45	537,96	-0,541	618,93	106,29	105,4	19,5
B35-2-0,3-20	710,92	+0,283	695,11	119,38	109,3	14,8
B35-2-0,3-45	440,95	-0,640	523,70	89,94	92,8	21,0
B35-4-0,1-20	1490,31	+0,805	1237,86	212,59	230,5	15,5
B35-4-0,1-45	936,98	-0,248	997,91	171,38	174,7	18,6
B35-4-0,2-20	1160,14	+0,577	1018,85	174,98	171,3	14,7
B35-4-0,2-45	790,17	-0,101	809,37	139,00	128,8	16,3
B35-4-0,3-20	972,47	+0,497	866,50	148,81	152,7	15,7
B35-4-0,3-45	688,29	-0,055	697,01	119,70	103,9	15,1

β_{WN} \uparrow
 \uparrow ges $\mu \cdot 100$
 e/d \uparrow
 λ \uparrow

Tabelle 4 : Berechnungsergebnisse der Stützen
30/30 ; B 25, B 35; ges $\mu=2,4\%$; $e/d=0,1$;
0,2 ; 0,3 und $\lambda=20;45$ bei 90' Branddauer

Stützen	Traglast bei 90'	β -Wert	\bar{P} [kN]	σ_P [kN]	σ_R [kN]	v_R [%]
B25-2-0,1-20	1908,95	+1,118	1429,68	245,53	351,41	18,4
B25-2-0,1-45	1191,70	+0,100	1159,20	199,08	261,40	21,9
B25-2-0,2-20	1456,14	+0,933	1159,20	199,08	248,30	17,1
B25-2-0,2-45	976,98	+0,160	940,24	161,48	163,25	16,7
B25-2-0,3-20	1184,35	+0,774	978,88	168,11	205,45	17,3
B25-2-0,3-45	806,04	-0,027	811,44	137,36	145,40	18,0
B35-2-0,1-20	2361,45	+1,197	1743,58	299,44	428,50	18,1
B35-2-0,1-45	1380,46	-0,130	1421,95	244,20	207,78	15,1
B35-2-0,2-20	1736,48	+0,890	1421,95	244,20	255,68	14,7
B35-2-0,2-45	1164,40	+0,048	1151,10	197,69	197,46	17,0
B35-2-0,3-20	1404,09	+0,681	1201,88	206,41	213,45	15,2
B35-2-0,3-45	878,76	-0,406	981,82	168,62	189,56	21,5

β_{WN} e/d λ
 $\text{ges } \mu \cdot 100$

Tabelle 5 : Berechnungsergebnisse der Stützen 40/40
mit B 25, B 35 ; ges $\mu = 2,4\%$; $e/d = 0,1 ; 0,2 ;$
 $0,3$ und $\lambda = 20,45$ bei 90' Branddauer

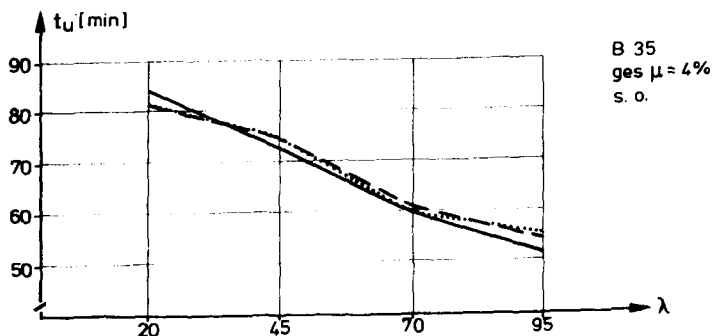
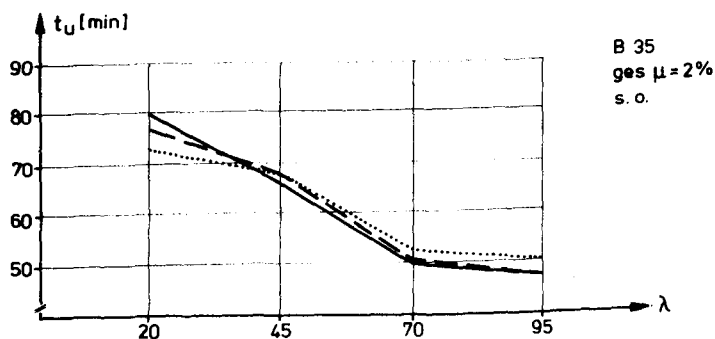
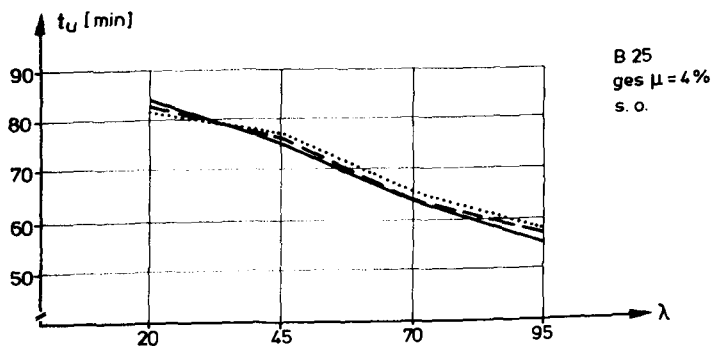
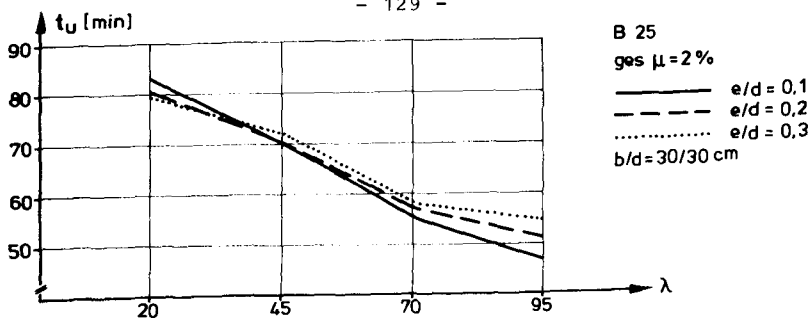


Bild A1: Darstellung der Bruchzeitpunkte nach
Tabelle 1 und 2

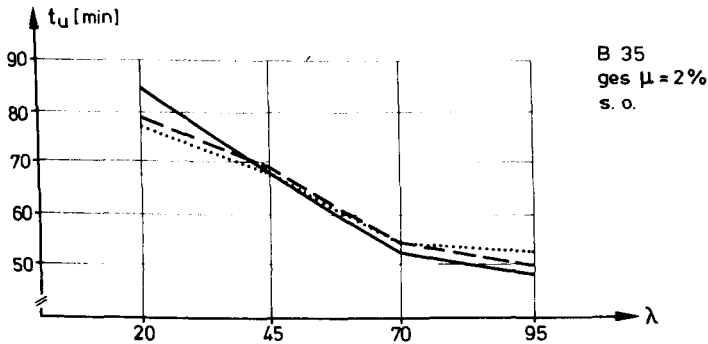
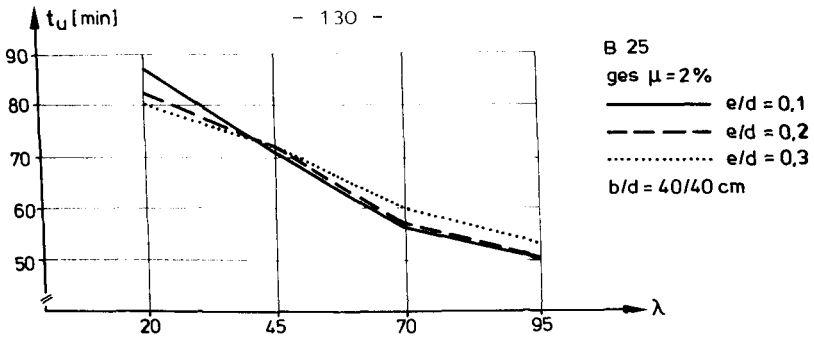


Bild A 2: Darstellung der Bruchzeitpunkte nach
Tabelle 3

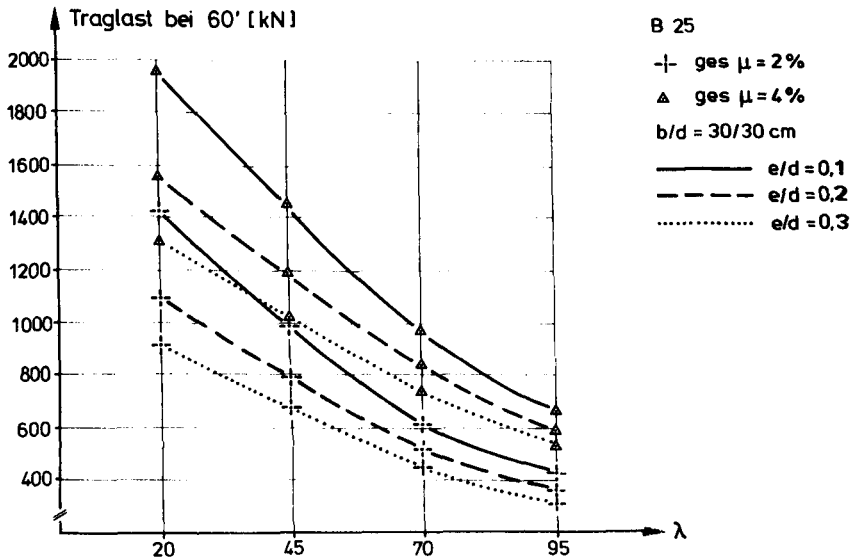


Bild A 3: Darstellung der Traglasten bei 60'
analog Tabelle 1

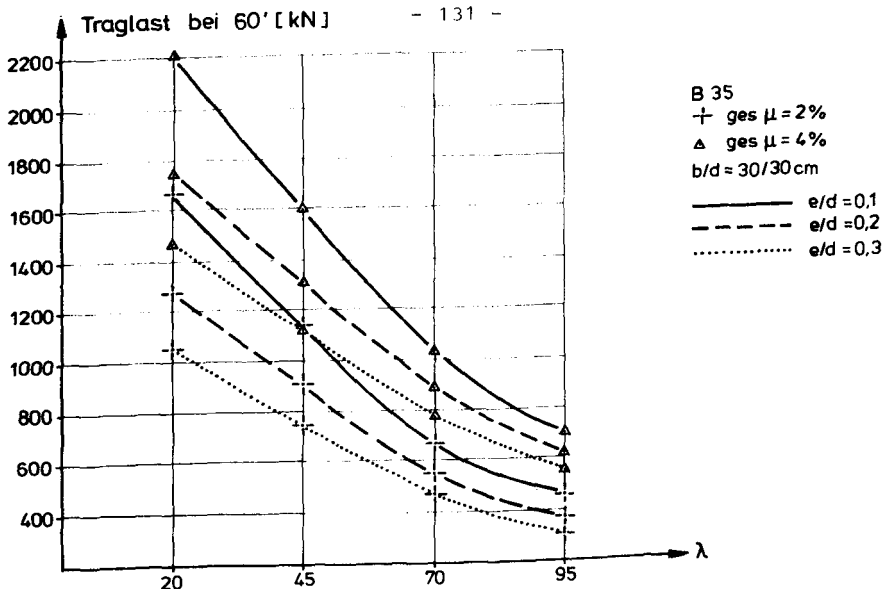


Bild A 4 : Darstellung der Traglasten bei 60' analog Tabelle 2

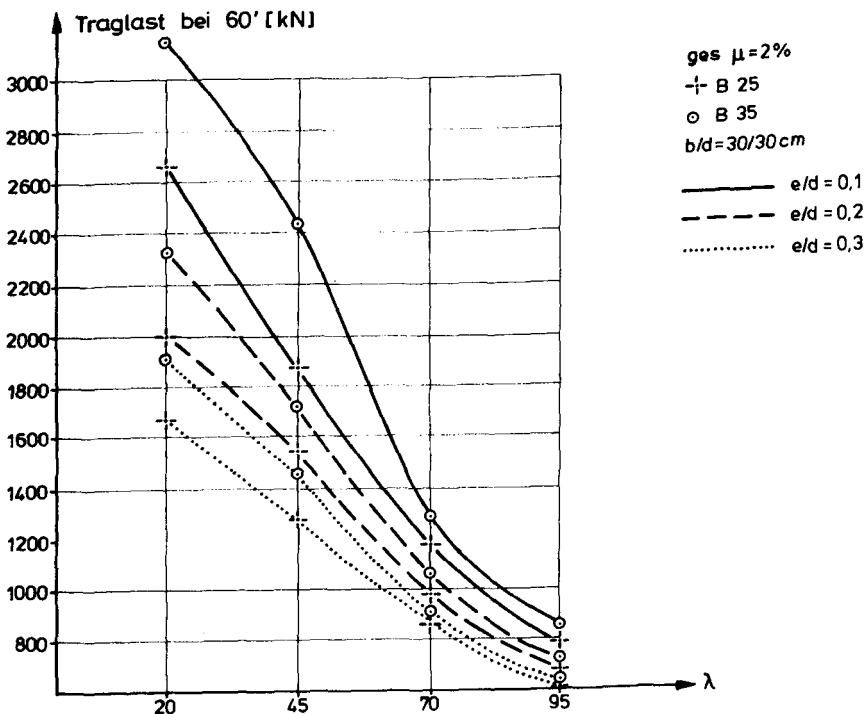


Bild A 5 : Traglasten bei 60' analog Tabelle 3

9. Literaturverzeichnis

- /1/ Kordina, K.,
Schneider, U.,
Haksever, A.,
Klingsch, W.: Zur Berechnung von Stahlbetonkonstruktionen im Brandfall. Berichte zum Kontaktstudium Brandverhalten von Bauteilen, Braunschweig, SFB 148, Februar 1976.
- /2/ Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Dissertation, TU Braunschweig, 1976.
- /3/ Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Dissertation, TU Braunschweig, 1977.
- /4/ Cranston, W.B.: A Computer Method for the Analysis of Restrained Columns. Technical Report, Cement and Concrete Association, London, April 1967.
- /5/ Kordina, K.,
Schneider, U.: Zum mechanischen Verhalten von Normalbeton unter instationärer Wärmebeanspruchung. Sonderdruck aus Beton-Herstellung; Verwendung 25, Heft 1, S. 19 ff, 1975.
- /6/ Kasperek, K.-H.,
Schwarz, H.: Ein Beitrag zur Klärung des Tragverhaltens exzentrisch beanspruchter Stahlbetonstützen. Der Bauingenieur, H 42, Nr. 3, Seite 84 ff, 1967.
- /7/ Mehmel, A.,
Schwaz, H.,
Kasperek, K.-H.,
Makovi, J.: Tragverhalten ausmittig beanspruchter Stahlbetonglieder. Heft 204 des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, 1969.
- /8/ Quast, U.: Geeignete Vereinfachungen für die Lösung des Traglastproblems der ausmittig gedrückten prismatischen Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitt. Dissertation, TU Braunschweig, 1970.
- /9/ Grasser, E.,
Kordina, K.,
Quast, U.: Bemessung von Stahlbetonbauteilen nach DIN 1045. Heft 220 des DAfStb, 1972.
- /10/ Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollslagern. Dissertation, TU Braunschweig, 1972.

- /11/ Warner, R.F.: Tragfähigkeit und Sicherheit von Stahlbetonstützen unter ein- und zweiachsig exzentrischer Kurzzeit- und Dauerbelastung.
Heft 236 des DAfStb, 1974.
- /12/ Quast, U.: Traglastnachweis für Stahlbetonstützen nach der Theorie II. Ordnung mit Hilfe einer vereinfachten Moment-Krümmungs-Beziehung.
Beton- und Stahlbetonbau 11/1970, Seiten 265 - 271.
- /13/ Hees, G.: Die Berechnung von Biegeträgern bei nichtlinearen Momenten-Krümmungsbeziehungen.
Fortschrittsberichte VDI-Z., Reihe 4, Nr. 15, Düsseldorf, 1969.
- /14/ Heunisch, M.: Zum Problem der Sicherheit, untersucht am Beispiel der Stahlbetondruckglieder unter Kurzzeitbelastung.
Dissertation, TU Darmstadt, 1975.
- /15/ Hosser, D.: Tragfähigkeit und Zuverlässigkeit von Stahlbetondruckgliedern; vereinfachte Nachweise bei beliebigen Einwirkungen und Randbedingungen.
Dissertation, TU Darmstadt, 1978.
- /16/ Rüschi, H.,
Sell, R.,
Rackwitz, R.: Statistische Analyse der Betonfestigkeit.
Heft 206 des DAfStb, 1969.
- /17/ Rüschi, H.: Der Einfluß der Streuung bei der Betonkontrolle.
Der Bauingenieur 37, Heft 10, Seiten 373 bis 377, 1962.
- /18/ Rackwitz, R.: Zur Streuung der Betondruckfestigkeiten von Würfelproben.
Betonherstellung; Verwendung, Seiten 53 bis 55, 1971.
- /19/ Klöden, W.: Bruchsicherheit überwiegend auf Biegung beanspruchter Stahlbetonrechteckquerschnitte.
Diplomarbeit, TU Braunschweig, unveröffentlicht, 1974.
- /20/ Krell, K.-H.: Maßabweichungen bei Stahlbetonfertigteilen.
Bauplanung - Bautechnik 1956, Heft 2, Seiten 66 bis 74.

- /21/ Rudersdorf, F.A.: Maßtoleranzen im Bauwesen.
Betonfertigteilforum 5/1972; Beton-
werk + Fertigteil-Technik, Seiten
3 - 8.
- /22/ Krell, K.-H.: Regeln für die Toleranzanwendungen
bei Baupassungen.
Die Bautechnik 4/1962, Seiten
126 - 135.
- /23/ Walter, R.: Brandversuche an Stahlbetonstützen
ohne Längsdehnungsbehinderung.
Institutsinterner Arbeitsbericht aus
dem SFB 148 (unveröffentlicht),
Braunschweig.
- /24/ Drysdale, R.I.: Placement Errors for Reinforcing in
Concrete Columns.
ACI-Journal, Seiten 9 - 15,
January 1975.
- /25/ Schneider, U.: Pers. Mitteilung (unveröffentlicht).
Projekt B 3, SFB 148, TU Braunschweig.
- /26/ König, G.,
Marten, K.: Nutzlasten in Bürogebäuden.
Beton- und Stahlbetonbau 7/1977,
Seiten 165 - 170.
- /27/ Bryson, J.O.: Techniques for the Survey and Eva-
luation of Live Loads and Fire Loads
in Modern Office Buildings.
Building Research Division, Institute
of Applied Technology, National Bu-
reau of Standards, Washington 1967.
- /28/ Kárnán, Th.: Untersuchungen über die Nutzlasten
von Decken bei Wohngebäuden.
Österreichische Ingenieurzeitschrift 9,
Seiten 119 - 123, 1966.
- /29/ König, G.,
Marten, K.: Zum wirklichkeitsnahen Erfassen von
Nutzlasten.
Die Bautechnik 8/1975, Seiten 275 - 281.
- /30/ - DIN 1045 - Beton und Stahlbeton,
Bemessung und Ausführung.
Fassung Dezember 1978.
- /31/ Henke, V.: Sicherheitstheoretische Überlegungen
zum Brandschutz.
Berichte zum Kontaktstudium Brandver-
halten von Bauteilen, Braunschweig,
Februar 1976.

- /32/ Henke, V.: Sicherheitstheoretische Untersuchungen
 an Einzelbauteilen.
 Arbeitsbericht des Teilprojekts D 1
 des SFB 148, 1977.
- /33/ Schneider, U., Sicherheitskonzept für brandschutz-
 Hosser, D.: technische Nachweise von Stahlbeton-
 bauteilen nach der Wärmebilanztheorie.
 Forschungsvorhaben, gefördert vom
 Institut für Bautechnik, Berlin;
 Az.: IV/1-5-252/80.
- /34/ - DIN 18 230 - Baulicher Brandschutz im
 Industriebau. (Vornorm)
 Beuth-Verlag GmbH, Berlin - Köln.
- /35/ - DIN 4102 - Brandverhalten von Bau-
 stoffen und Bauteilen. Teil 1 bis 6.
 Beuth-Verlag GmbH, Berlin - Köln.
- /36/ - NA-Bau - Entwurf eines Model Codes
 BAULICHER BRANDSCHUTZ.
 2. Fassung, Juli 1979.

III. Untersuchungen von Bauteilen aus brett-schichtverleimtem

Holz

1. Allgemeines

Im Zuge der probabilistischen Bauteiluntersuchungen unter Brandeinwirkung soll im folgenden über die zu erwartende operative Versagenswahrscheinlichkeit von brett-schichtverleimten Holzbauteilen berichtet werden. Auch bei diesen Untersuchungen wurde versucht, die relevanten Basisvariablen und deren Verteilungen in die Betrachtung einzubeziehen, um so zu einer möglichst zuverlässigen Aussage zu kommen.

Die erforderlichen Berechnungen werden für brett-schichtverleimte Balken und Stützen durchgeführt, da für diese Bauteile umfangreiche auswertbare Angaben über ausgeführte Bauteilver-suche vorliegen. Dabei wird jedoch bezüglich der die Bauteil-tragfähigkeit beschreibenden Abbrandfunktion des Holzes auf die Auswertungen in /1/ zurückgegriffen, da diese Untersu-chungen eine sehr umfangreiche Sichtung der zur Zeit zur Ver-fügung stehenden auswertbaren Versuchsdaten darstellen.

Da weiterhin mit den Untersuchungen in /2/ Angaben über die zu erwartende Abbrandrate des Holzes bei natürlichen Bränden, d. h. unter Berücksichtigung der im Brandraum vorhandenen Brandlast sowie der Ventilations- und Umgebungsbedingungen, zur Verfügung stehen, können die Untersuchungen auch auf Holzbauteile mit Berücksichtigung dieser Parameter ausgedehnt werden. Diese Angaben ermöglichen es, mit Hilfe des durch die Normbrandbedingungen vorgezeichneten Vergleichsniveaus Unter-bzw. Überschreitungen des so definierten vorhandenen Sicher-heitsniveaus in Abhängigkeit der jeweiligen Randbedingungen aufzuzeigen. Dies gestattet eine direkte Betrachtung von Holz-bauteilen unter der Einwirkung eines natürlichen Brandes ohne vorherige Bestimmung der Brandraumtemperatur nebst der dazu gehörigen Streuungen (vgl. Abschnitt V).

Auch für diese Untersuchungen erschien es sinnvoll, die Berechnungsgrundlagen der Rechenmodelle und die durchgeführten Vergleichsrechnungen zu deren Überprüfung zunächst zusammenzustellen, um somit einen Eindruck über die Leistungsfähigkeit dieser Modelle und die damit erzielbare Rechengenauigkeit im Vergleich zu den vorhandenen Versuchsergebnissen aufzuzeigen.

2. Beschreibung der Rechenmodelle

2.1 Allgemeines

Die Tragfähigkeit von brett-schichtverleimten Holzbauteilen vermindert sich im Brandfall sowohl durch eine - bedingt durch den Abbrand des Querschnitts - kontinuierliche Querschnittsreduzierung wie auch durch den temperaturbedingten Abfall der Holzfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls. Bei den an verschiedenen Stellen durchgeführten Bauteilversuchen zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Holzbauteilen wurde jedoch, um eine möglichst einfache Handhabung der Rechenmodelle zu gewährleisten, die Temperaturabhängigkeit der Materialparameter bei der Entwicklung der Rechenmodelle bewußt außer acht gelassen. Aus diesem Grund liegen gezielte und allgemeingültige Aussagen über die Temperaturabhängigkeit der Materialkennwerte des Holzes noch nicht in einem Umfang vor, der es gestattet, allgemeingültige Rechenmodelle für Holzbauteile in Analogie zu denen der Stahlbeton- bzw. Stahlbauteile abzuleiten. Der Einfluß der Brandeinwirkung auf die Feuerwiderstandsdauer wird demnach ausschließlich durch die Definition einer Abbrandfunktion berücksichtigt. Es kann jedoch gezeigt werden, daß bei entsprechender Auswertung und Aufbereitung der Versuchswerte eine Abbrandfunktion definiert werden kann, welche es erlaubt, die vorhandenen und im Versuch ermittelten Feuerwiderstandsdauern mit ausreichender Genauigkeit nachzuvollziehen.

2.2 Berechnungsmodell - Stützen

Die Grundlagen des Berechnungsmodells für Holzstützen gehen auf /3/ zurück. Dabei ergibt sich die theoretische Knickspannung $\sigma_{kr}(w)$ in Abhängigkeit vom Abbrand w und der Stabschlankheit $\lambda(w)$ zu:

$$\sigma_{kr}(w) = F1 - \sqrt{F1^2 - F2} \quad (1)$$

$$\text{mit} \quad F1 = 0,5 \cdot (\sigma_D + \pi^2 \cdot E \cdot (1 + \epsilon) / \lambda^2(w)) \quad (2)$$

$$F2 = \sigma_D \cdot \pi^2 \cdot E / \lambda^2(w) \quad (3)$$

$$\epsilon = 0,1 + \lambda(w) / 200 \quad (4)$$

Die Festigkeitseigenschaften des Holzes werden dabei durch die

Quetschgrenze σ_D
und den Elastizitätsmodul E

beschrieben. Die Stützentraglast zum Zeitpunkt t kann dann zu

$$P(t) = F_{\text{Rest}}(t) \cdot \sigma_{kr}(w) \quad (5)$$

ermittelt werden. Der Restquerschnitt F_{Rest} und die vom Abbrand abhängige Schlankheit $\lambda(w)$ werden gemäß den Ableitungen in /3/ oder /1/ bestimmt, so daß auf eine nochmalige Wiedergabe an dieser Stelle verzichtet werden kann.

Da die Angaben in /1/ wohl die zur Zeit umfangreichste Sichtung und Auswertung bezüglich der Versuchsergebnisse an Holzstützen und Holzbalken darstellen, soll für die durchzuführenden Untersuchungen auf die dort unter Auswertung aller verfügbaren Versuchsergebnisse gewonnene Abbrandfunktion zurückgegriffen werden. Mit dieser Abbrandfunktion lassen sich die bekannten Versuchswerte im Mittel am genauesten nachrechnen:

$$w_{\text{ges}} = 0,059 \cdot t + 0,64 \quad w \rightarrow \text{cm}; t \rightarrow \text{min} \quad (6)$$

Eine kurze Gegenüberstellung von Rechenwerten und Versuchswerten zur Veranschaulichung der mit solch einem Rechenmodell zu erreichenden Genauigkeit wird in Abschnitt 5 wiedergegeben.

2.3 Berechnungsmodell - Balken

Die Bestimmung der Feuerwiderstandsdauer oder der Resttragfähigkeit von Balken soll wiederum auf der Grundlage der in /3/ bzw. /1/ angegebenen Untersuchungen durchgeführt werden. Dabei ergibt sich die Resttragfähigkeit des Querschnitts (noch aufnehmbares Biegemoment zum Zeitpunkt t) zu:

$$M_{\text{Rest}}(t) = W_{\text{Rest}}(t) \cdot \sigma_{\text{BR}} \quad (7)$$

mit W_{Rest} = Restwiderstandsmoment nach /1/

σ_{BR} = Biegedruckfestigkeit des Holzes

Bezüglich der Brandeinwirkung auf den Querschnitt soll an dieser Stelle eine drei- bzw. vierseitige Beflammung unterschieden werden. Dabei wird die Abbrandrate - abweichend der bei Holzstützen - für die Seitenflächen bzw. die Ober- und Unterseiten gemäß den Versuchsauswertungen unterschiedlich festgelegt. Die beste Übereinstimmung bei der Nachrechnung aller verfügbaren Versuchswerte wurde wiederum in /1/ mit den folgenden Abbrandfunktionen erzielt:

$$\text{Seitlich:} \quad W_s = 0,0753 \cdot t + 0,892 \quad (8)$$

$$\text{Ober- bzw. Unterseite: } W_{o,u} = 1,472 \cdot w_s - 0,012 \quad (9)$$

Beim Vergleich der Abbrandfunktionen nach (8) und (9) fällt auf, daß sich für die Ober- und Unterseite ein wesentlich größerer Abbrand als für die Seitenflächen ergibt. Dies gibt die Tatsache wieder, daß - bedingt durch das Herabfallen verkohlter Holzstücke auf der Unterseite bzw. Abdrücken auf der Oberseite - an diesen Querschnittsseiten größere Abbrandraten gemessen werden. Auch zu diesen Berechnungsgrundlagen wird in

Abschnitt 3.5 eine kurze Gegenüberstellung der mit diesem Rechenmodell zu erreichenden Genauigkeit bei der Nachrechnung von Versuchsergebnissen gegeben.

In diesem Zusammenhang sei noch erwähnt, daß der konstante Anfangswert der Abbrandfunktion nach (6) und (8) aus der rechen-technischen Anpassung an die vorhandenen Versuchswerte entstanden ist. Aus diesem Grund sollten die angegebenen Zusammenhänge erst bei Brandeinwirkungsdauern $t \geq 15$ min verwendet werden.

3. Zusammenstellung der Basisvariablen und Vergleichsrechnungen

Zur Durchführung der probabilistischen Berechnung auf der Basis der in Abschnitt I zusammengestellten Grundlagen ist zunächst eine Übersicht der Basisvariablen sowie deren Verteilungsfunktionen notwendig. Diese sollen im folgenden für den Fall der Brandeinwirkung nach der ETK zusammengestellt werden; dabei wird die Brandeinwirkung nach der ETK als deterministische Größe betrachtet.

Gemäß den Angaben in Abschnitt 2 sind Verteilungsannahmen für folgende Basisvariablen zu treffen:

1. Quetschgrenze $\sigma_{\parallel D}$
2. Elastizitätsmodul E
3. Abbrandrate Stützen w
4. Biegedruckfestigkeit und -zugfestigkeit des Holzes σ_{BR}
5. a) Abbrandrate Balken: seitlich w_s
b) Abbrandrate Balken: oben und unten $w_{o,u}$
6. Eigengewicht g
7. Verkehrslast p

3.1 Quetschgrenze $\sigma_{\parallel D}$ und E-Modul

In /1/ durchgeführte Auswertungen zeigen, daß die Festigkeitseigenschaften des Holzes relativ großen Schwankungen unterliegen. Dort wird für die Quetschgrenze

$$\bar{\sigma}_{\parallel D} = 37,8 \text{ N/mm}^2$$

und für den Elastizitätsmodul

$$\bar{E} = 12750 \text{ N/mm}^2$$

als jeweiliger Mittelwert angegeben.

Sie sollen auch in den folgenden Rechnungen verwendet werden.

Für den Variationskoeffizienten dieser Größen können näherungsweise in DIN 68 364 /4/ aufgeführte Werte von

$$v_{\sigma_{HD}} \approx 16 \%$$

$$v_E \approx 20 \%$$

verwendet werden. Diese Angaben stimmen auch mit den in /1/ gemachten Auswertungen gut überein.

Um die Verteilungen nach unten hin zu begrenzen, wird eine Log.-Normalverteilung angesetzt.

3.2 Biegedruckfestigkeit σ_{BR}

Auch bezüglich der Biegedruckfestigkeit soll hier auf die Auswertungen in /1/ zurückgegriffen werden. Diese Biegedruckfestigkeit ist eine rechnerische Größe, die sich bei der Annahme einer linearen Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe aus der Versuchsbruchlast bei Balkenversuchen ermitteln läßt. Als Mittelwert wird in /1/

$$\bar{\sigma}_{BR} = 77,3 \text{ N/mm}^2$$

angegeben.

Der Variationskoeffizient v_{BR} kann wiederum in Anlehnung an DIN 68 364 /4/ zu

$$v_{BR} = 16 \%$$

festgesetzt werden.

Analog 3.1 wird als Verteilungsfunktion ebenfalls eine Log.-Normalverteilung angesetzt.

3.3 Verteilungsparameter der Abbrandfunktionen

Die in Abschnitt 1.2 und 1.3 angegebenen Abbrandfunktionen bestimmen die Mittelwerte der Abbrandrate zu jedem Zeitpunkt t , so daß hier nur noch die zu erwartenden Variationskoeffizienten für die jeweiligen Abbrandraten festzulegen sind. Bei den Auswertungen /1/ hat sich gezeigt, daß je nach Bauteil und Beflammungsart mit unterschiedlichen Variationskoeffizienten zu rechnen ist. Danach können folgende Werte angenommen werden:

$v_{\text{Stütze}}$	=	8,7 %
$v_{\text{Balken, seitlich}}$	=	12 %
$v_{\text{Balken; oben, unten}}$	=	20 %

Da die Versuchswerte der gemessenen Abbrandraten eine gleichmäßige Abweichung nach oben und unten zeigen, erscheint für diesen Fall die Annahme einer Normalverteilung gerechtfertigt.

3.4 Belastungsfunktion

Als weitere Einflußvariable ist die Belastungsfunktion festzulegen. In erster Näherung soll hier angenommen werden, daß sich das Verhältnis von Eigengewicht zu Nutzlast aus etwa gleichen Teilen zusammensetzt. Dabei kann davon ausgegangen werden, daß das Eigengewicht relativ genau bekannt ist. Aus diesem Grund wird hierfür ein Variationskoeffizient

$$v_g = 10 \%$$

bei Annahme einer Normalverteilung als ausreichend angesehen.

Die Nutzlasten setzen sich im wesentlichen aus Verkehrslasten und evtl. Wind- und Schneelasten zusammen. Da diese Belastungen wesentlich stärker streuen - sich jedoch im Rahmen der

hier durchzuführenden allgemeineren Auswertung einer genaueren Erfassung entziehen -, wird in Anlehnung an /5/ folgende Annahme getroffen:

Nennwert = 90 % - Fraktile der 50-Jahres-Maxima
Variationskoeffizient $v_p = 40 \%$

Da die Wahrscheinlichkeit für das Zusammentreffen dieser 50-Jahres-Maxima mit dem seltenen Ereignis "Brand" äußerst gering ist, sind für diesen Fall i. allg. nur die momentanen Maximalwerte (1-Jahres-Werte) anzusetzen. Diese lassen sich unter Ansatz einer Extremwertverteilung des Typs I (Fisher-Tippett-Verteilung) bestimmen (vgl. Teil I, Abschnitt 4), wobei nach /6/ bei Wohnbauten mit sieben unabhängigen Lastwechseln r im Bezugszeitraum gerechnet werden kann. Zur Ableitung der Rechenwerte werden die Ansätze nach Abschnitt I mit den verwendeten Verteilungsannahmen noch einmal wiederholt.

Verteilung: $F(x) = \exp(-\exp(-\alpha \cdot (x - u)))$ (10)

mit $\alpha = \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma}$ (11)

$u = \bar{x} - \frac{0,57722}{\alpha}$ (12)

Umkehr-

funktion: $x = u + \frac{-\ln(-\ln F(x))}{\alpha}$ (13)

$+ x^* = \bar{x} \cdot \left(1 - \frac{\sqrt{6} \cdot v_x}{\pi} (0,57722 + \ln(-\ln F(x^*)))\right)$ (14)

Mit x^* = Nennwert

$F(x^*) = 0,9$

$v_x = 0,4$

folgt: $\bar{x} = x^*/1,522$ (15)

Die Berechnung der quasistatistischen Anteile erfolgt dann mit Hilfe von (16) und (17) - vgl. /6/ - zu:

$\bar{x}_{p,D} = \bar{x} + \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot \sigma_{p,D} \cdot \ln\left(\frac{1}{1-p}\right)$ (16)

$\sigma_{p,D} \cong 0,4 \cdot \bar{x}$ (17)

Die so ermittelten Werte können dann unter Annahme einer Extremal-Typ-I-Verteilung in der probabilistischen Berechnung weiter verwendet werden.

3.5 Vergleichsrechnungen

3.5.1 Stützen

Zur Überprüfung des Rechenmodells und zur Veranschaulichung der mit solch einem Rechenmodell zu erreichenden Genauigkeit sollen im folgenden die im Versuch ermittelten Versagenszeitpunkte der Stützen mit möglichst genau definierten Lagerungsbedingungen nachgerechnet werden. Die in der Tabelle 1 enthaltenen Angaben über Belastung, Geometrie und Versagenszeitpunkt wurden /1/ entnommen, wobei sich dort eine weitergehende Zusammenstellung befindet.

	b/d [cm]	s _k [m]	F [kN]	t _{Vers} [min]	t _{Rech} [min]	Bezeichnung
1	14/14	3,22	95,1	17	18,5	Vers.-Nr. 6-IBMB
2	28/14	3,22	190,2	22	23,5	" 7- "
3	28/14	3,22	86,4	34	40,5	" 8- "
4	42/14	3,22	285,3	22	25,5	" 10- "
5	56/14	3,22	380,4	22	26,0	" 11- "
6	28/28	5,93	415,8	50	49,5	" 4- "
7	56/28	5,91	834,5	63	60,5	" 1- "
8	56/28	5,91	379,3	96	95	" 3- "
9	112/28	5,82	1695,4	66	67	" 5- "

Tabelle 1

Eine bessere Übersicht über die zu erreichende Genauigkeit ergibt die Darstellung in Bild 1:

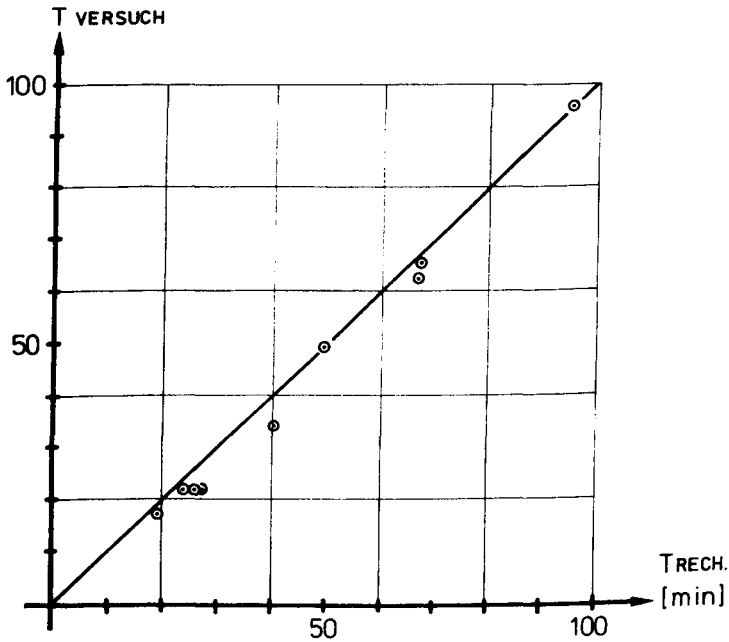


Bild 1: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den rechnerischen Bruchzeitpunkten (Stützen)

Diese kurze Zusammenstellung zeigt, daß mit dem dargestellten Rechenmodell und den dazugehörigen Materialkennwerten eine relativ gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den rechnerischen Werten erreicht werden kann, so daß diese Grundlagen bei der probabilistischen Berechnung weiter verwendet werden können.

3.5.2 Balken

Analog zur Überprüfung des Stützenmodells wurden die in Tabelle 2 angegebenen und /1/ entnommenen signifikanten Balkenversuche nachgerechnet.

Nr.	b/d [cm]	Befl.	σ_{ID} [N/mm ²]	t _{Vers} [min]	t _{Rech} [min]	Bezeichnung
1	16 /26	dreiseitig	11	56	60	Nr. 5/11 IBMB
2	16 /28		11	52	62	" 5/5 "
3	18 /27,9		11	65	67	" 4/9 "
4	20 /25		11	78	67	" 4/10 "
5	25 /20		11	79	60	" 4/11 "
6	27,5/43,6		11	75	110	" 4/14 "
7	12 /29,2	vierseitig	11	34	36	" 4/7 "
8	12 /33,4		11	37	39	" 4/1 "
9	12 /33,4		11	39	39	" 4/5 "
10	12 /37,5		11	42	42	" 5/1 "
11	14 /25		11	41	33	" 4/8 "
12	14 /28,6		11	44	38	" 4/2 "
13	16 /25		11	41	34	" 4/3 "
14	16 /28,1		11	41	39	" 5/2 "
15	16 /60		11	49	64	" 5/7 "
16	20 /22,5		11	33	33	" 5/3 "
17	20 /30		11	47	44	" 4/4 "
18	20 /60		11	79	76	" 5/8 "
19	22 /20,5		11	40	33	" 5/4 "
20	24 /50		11	76	75	" 4/2 "
21	24 /60		11	75	85	" 5/9 "
22	30 /40		11	74	65	" 4/3 "

Tabelle 2

In der folgenden Darstellung (Bild 2) werden die rechnerischen Feuerwiderstandsdauern den Versuchswerten zur besseren Anschaulichkeit noch einmal gegenübergestellt.

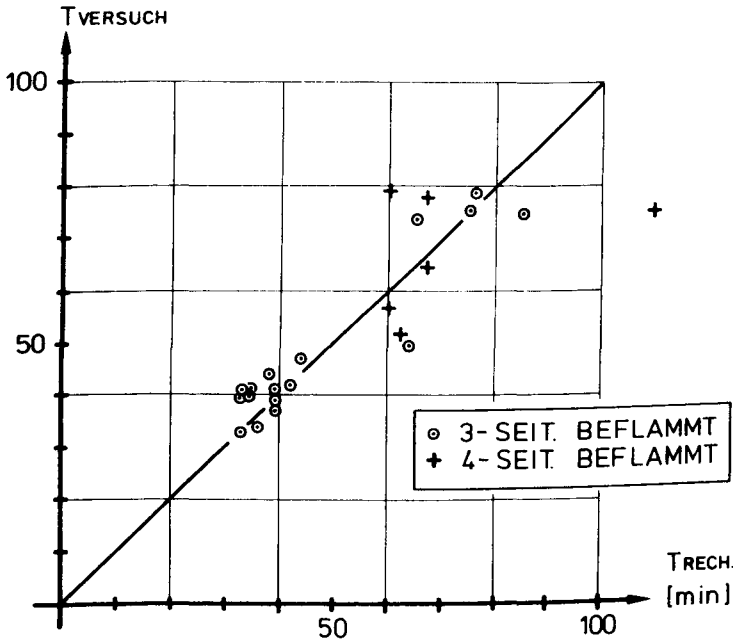


Bild 2: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den rechnerischen Bruchzeitpunkten (Balken)

Im Gegensatz zu Bild 1 zeigt Bild 2 eine etwas größere Abweichung der gemessenen von den rechnerisch ermittelten Versagenszeiten. Dies liegt zum Teil am größeren ausgewerteten Versuchsumfang, aber auch an der größeren Variation der Abbrandrate bei Holzbalken, was ja auch in den größeren Variationskoeffizienten nach Abschn. 4.3 zum Ausdruck kommt. Da jedoch die Versuchswerte im Mittel relativ gut rechnerisch wiedergegeben werden, soll das aufgezeigte Rechenmodell auch für die folgenden Untersuchungen weiter zur Anwendung kommen.

4. Berechnung der β -Werte bei Brandeinwirkung nach der Einheitstemperaturkurve (ETK)

4.1 Parametervorgabe der untersuchten Holzquerschnitte (Stützen und Balken)

Um den Umfang der zu untersuchenden Holzquerschnitte sowohl bei den Stützen wie auch bei den Balken auf ein vernünftiges Maß einzuschränken, soll eine Auswahl der zu untersuchenden Querschnitte getroffen werden.

Bei Holzstützen werden in DIN 4102, Teil 4, Tab. 66 und 67, je nach Ausnutzungsgrad des Querschnitts für verschiedene Knicklängen und Seitenverhältnisse b/d Mindestquerschnittsabmessungen angegeben. Die Untersuchungen sollen im folgenden für die beiden Feuerwiderstandsklassen F30-B und F60-B jeweils für den höchsten und niedrigsten Ausnutzungsgrad, die höchste*) und niedrigste angegebene Knicklänge sowie für die angegebenen Seitenverhältnisse durchgeführt werden. Damit ergeben sich folgende - wie in Tabelle 3 angegeben - zu untersuchende Querschnitte:

b/d	$\sigma_{\parallel D} = \frac{\omega \cdot F}{b \cdot d}$	d_{\min} F30-B		d_{\min} F60-B	
		$s_k = 2 \text{ m}$	$s_k = 5 \text{ m}$	$s_k = 2 \text{ m}$	$s_k = 5 \text{ m}$
1	11 N/mm ²	16	18,4	24	30
	5 N/mm ²	12	13,2	18	21
2	11 N/mm ²	14	16,4	22	27,4
	5 N/mm ²	12	12,6	17	19,4

Tabelle 3: Untersuchte Stützenparameter

*) Die in Tab. 66 und 67 angegebene höchste Knicklänge von 7 m wird vernachlässigt, da sie zu unzulässigen Schlankheiten ($\lambda \geq 150$) gemäß DIN 1052 führen kann.

Aus den in Tabelle 3 angegebenen Stützenparametern können die zulässigen Stützenbelastungen F_{zul} - wie in Tabelle 4 aufgezeigt - ermittelt werden:

	$\sigma_{\parallel D}$ [N/mm ²]	s_k [m]	b [cm]	d [cm]	ω^*	$F_{zul} = \frac{\sigma_{\parallel D} \cdot A}{\omega}$ [kN]
F30-B	11	2	16	16	1,31	215,8
		2	14	28	1,41	305,8
		5	18,4	18,4	2,74	135,9
		5	16,4	32,8	3,34	177,2
	5	2	12	12	1,57	45,9
		2	12	24	1,57	91,7
		5	13,2	13,2	5,15	16,9
		5	12,6	25,2	5,65	28,1
F60-B	11	2	24	24	1,14	555,8
		2	22	44	1,17	914,0
		5	30	30	1,57	630,6
		5	27,4	54,8	1,69	977,3
	5	2	18	18	1,25	130,1
		2	17	34	1,27	227,6
		5	21	21	2,28	96,7
		5	19,4	38,8	2,55	147,6

Tabelle 4: Zulässige Stützenbelastung

* ω -Werte nach DIN 1052, Blatt 1, Ausgabe Okt. 1969

Bei der Auswahl der zu untersuchenden Balkenquerschnitte soll analog vorgegangen werden. Auch für diese Bauteile sollen die Untersuchungen die in DIN 4102, Tabelle 62, angegebenen Feuerwiderstandsklassen F30-B und F60-B, den höchsten und einen mittleren Ausnutzungsgrad (der niedrigste angegebene Ausnutzungsgrad erscheint für die hier anstehenden Untersuchungen zu niedrig angesetzt) sowie die Seitenverhältnisse $b/h = 1$ und $b/h = 4$ umfassen. Des weiteren wird bei der Brandeinwirkung nach drei- und vierseitiger Beflammung des Querschnitts unterschieden. Damit ergeben sich die in Tabelle 5 angegebenen, zu untersuchenden Balkenquerschnitte:

Befl.	Spannung σ_{zul}	F30-B		F60-B	
		$b/h = 1$	$b/h = 4$	$b/h = 1$	$b/h = 4$
drei-seitig	14 N/mm ²	18/18	13 /52	36/36	26 /104
	7 "	10/10	8,5/34	20/20	16,5/ 66
vier-seitig	14 "	24/24	13,5/54	48/48	27 /108
	7 "	15/15	9 /36	30/30	17,5/ 70

Tabelle 5: Untersuchte Balkenparameter

Aus den in Tabelle 5 angegebenen Querschnittsabmessungen können wiederum die in Tabelle 6 aufgezeigten zulässigen Biegemomente der jeweiligen Querschnitte ermittelt werden.

	σ_{zul} [N/mm ²]	Befl.	b [cm]	h [cm]	W_x [cm ³]	M_{zul} [kNm]
F30-B	14	3	18	18	972	13,61
		3	13	52	5858	82,02
		4	24	24	2304	32,26
		4	13,5	54	6561	91,85
	7	3	10	10	167	1,17
		3	8,5	34	1637	11,46
		4	15	15	563	3,94
		4	9	36	1944	13,61
F60-B	14	3	36	36	7776	108,86
		3	26	104	46869	656,17
		4	48	48	18432	258,05
		4	27	108	52488	734,83
	7	3	20	20	1333	9,33
		3	16,5	66	11979	83,85
		4	30	30	4500	31,50
		4	17,5	70	14292	100,04

Tabelle 6: Zulässige Balkenbiegemomente

Bezüglich der jeweiligen Definition und Festsetzung der Eigengewichts- sowie Nutzlastanteile und deren Verteilungsannahmen wird auf Abschnitt 3.4 verwiesen.

4.2 Berechnung der β -Werte und Wertung

Auf der Basis der in den vorausgehenden Abschnitten beschriebenen Grundlagen wurden die vorhandenen β -Werte elektronisch ermittelt. Diese sind in Tabelle 7 für Holzstützen und in Tabelle 8 für Balkenquerschnitte wiedergegeben.

	σ_{D2} [N/mm ²]	s_k [m]	d [cm]	b [cm]	β -Wert
F30-B	11	2	16	16	1,78
		2	14	28	1,64
		5	18,4	18,4	0,98
		5	16,4	32,8	1,10
	5	2	12	12	1,08
		2	12	24	2,51
		5	13,2	13,2	1,10
		5	12,6	25,2	1,96
F60-B	11	2	24	24	1,62
		2	22	44	2,20
		5	30	30	1,51
		5	27,4	54,8	1,65
	5	2	18	18	0,64
		2	17	34	1,82
		5	21	21	0,50
		5	19,4	38,8	1,11

Tabelle 7: β -Werte bei Holzstützen

	σ_{zul} [N/mm ²]	Befl.	b [cm]	h [cm]	β -Wert
F30-B	14	3	18	18	2,34
		3	13	52	4,06
		4	24	24	1,59
		4	13,5	54	3,42
	7	3	10	10	0,68
		3	8,5	34	2,00
		4	15	15	0,17
		4	9	36	2,13
F60-B	14	3	36	36	3,24
		3	26	104	4,07
		4	48	48	2,53
		4	27	108	4,00
	7	3	20	20	1,69
		3	16,5	66	3,31
		4	30	30	1,13
		4	17,5	70	3,40

Tabelle 8: β -Werte bei Holzbalken

Ein Vergleich der β -Werte für Stützen und Balken zeigt, daß sich mit den in DIN 4102 vorgegebenen Abmessungen und auf der Grundlage der verwendeten Rechenmodelle sowie der dazugehörigen Verteilungsannahmen kein einheitliches Sicherheitsniveau ergibt. Bei den Stützen ergeben sich β -Werte zwischen 0,5 und 2,50 sowie bei den Balken zwischen 0,17 und 4,06. Dabei ist anzumerken, daß das rechnerische Sicherheitsniveau bei den Balken i. allg. etwas höher zu liegen scheint. Diese Tendenz gilt für beide Feuerwiderstandsklassen.

Weiterhin lassen sich noch folgende Tendenzen beobachten:

- a) Bei den Stützen liegen die β -Werte für $b/d = 1$ immer etwas unter denen des Abmessungsverhältnisses $b/d = 2$.
- b) Beim Ausnutzungsgrad $\sigma_{\parallel D} \approx 5 \text{ N/mm}^2$ liegen die β -Werte der Stützen durchweg etwas unter denen des Ausnutzungsgrades $\sigma_{\parallel D} = 11 \text{ N/mm}^2$. Dies bedeutet, daß diese Bauteile sicherheitstechnisch im Vergleich etwas zu günstig beurteilt werden.
- c) Bei Balken mit vierseitiger Beflammung ergeben sich etwas geringere β -Werte als bei denen mit dreiseitiger Beflammung. Auch diese Bauteile werden dann - im Vergleich zu denen mit vierseitiger Beflammung - zu günstig beurteilt.
- d) Die β -Werte der Balken beim Ausnutzungsgrad $\sigma_{zul} = 7 \text{ N/mm}^2$ liegen im Vergleich immer unter denen des Ausnutzungsgrades $\sigma_{zul} = 14 \text{ N/mm}^2$.

Um den bei den Berechnungen aufgetretenen Streubereich der β -Werte anschaulich deutlich zu machen, wurden die Werte in Bild 3 noch einmal aufgetragen.

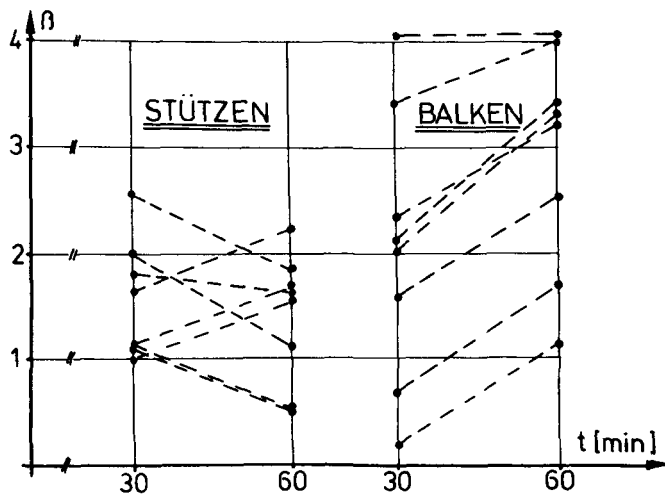


Bild 3: Streubereich der berechneten β -Werte

4.3 Berechnung der Einzelanteile an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone

Wie in Abschnitt I definiert, beschreibt die jeweilige Grenzzustandsbedingung mit den Mittelwerten der Basisvariablen die Sicherheitszone Z als Differenz der einwirkenden zu den widerstehenden Größen ($Z = R - S$). Die prozentualen Einzelanteile A_i der jeweiligen Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone können dann mit Hilfe von Gleichung (68) in Abschnitt I berechnet werden.

Zur Verdeutlichung der Einzelbeiträge der Basisvariablen sind diese prozentualen Anteile in den Bildern 4 - 7 für einige ausgewählte Stützen- und Balkenquerschnitte für verschiedene Brandeinwirkungsauern aufgetragen. Aus diesen Bildern wird mit steigender Brandeinwirkungsauer der dominierende Einfluß der Abbrandrate w ersichtlich, welche z. B. bei den Stützen zu ca. 60 - 75 % zur Gesamtstreuung beiträgt. Bei den Balkenquerschnitten sind die Verhältnisse ähnlich. Auch hier dominiert - bedingt durch die Auswirkung auf das Widerstandsmoment des Restquerschnitts - der Einfluß der oberen und unteren Querschnitts-Abbrandrate. Dahingegen trägt jedoch der seitliche Abbrand nur ca. 10 % zur Gesamtstreuung bei.

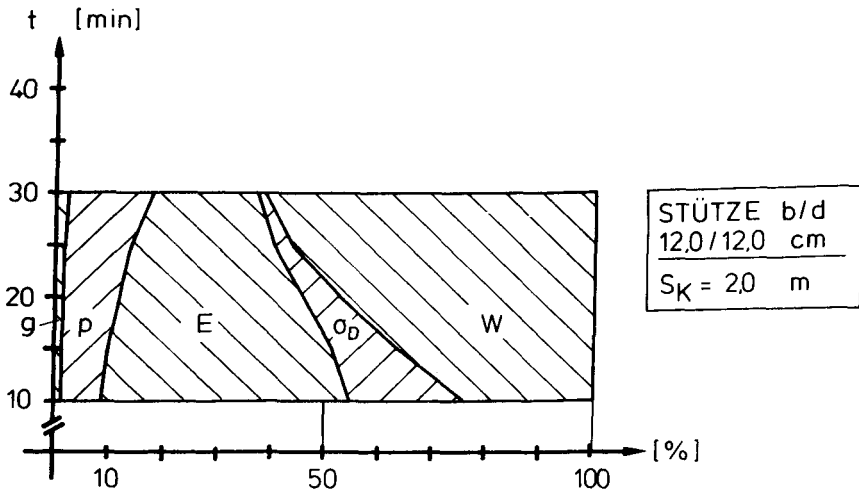


Bild 4

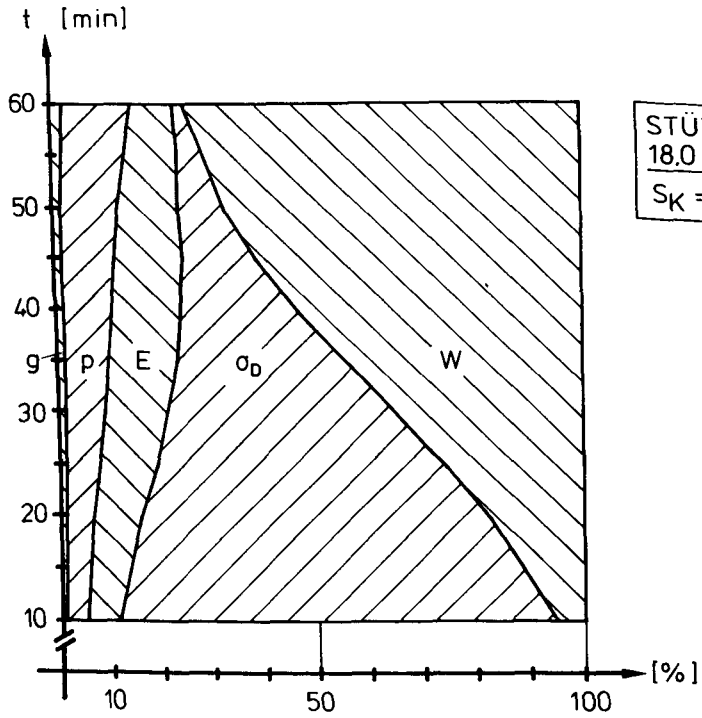


Bild 5

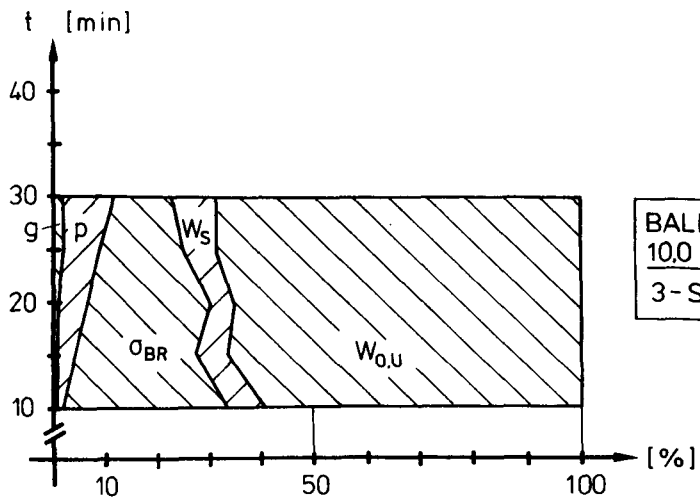
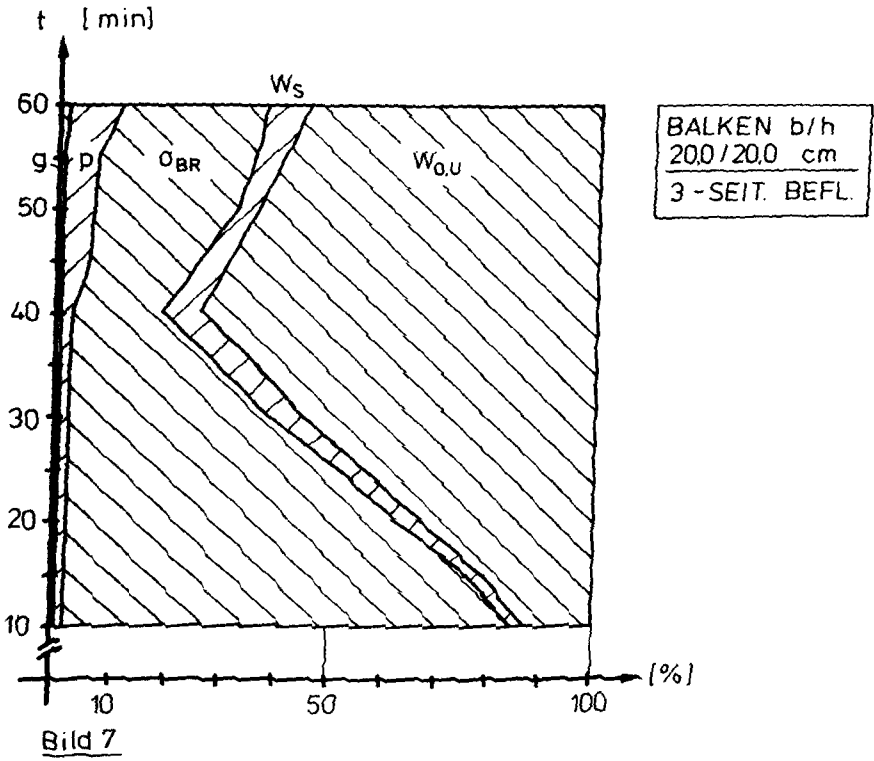


Bild 6



5. Einbeziehung "natürlicher Brände"

5.1 Berechnungsmodell nach Hadvig

Um einen Vergleich der zu erwartenden β -Werte bei einer Brand-
einwirkung nach der ETK und einem "natürlichen Brand" durch-
führen zu können, ist es notwendig, die diesen natürlichen
Brand steuernden, relevanten Parameter mit in die Rechnung
einzubeziehen. Neben den Wärmedämmeigenschaften der den
Brandraum umgebenden Bauteile handelt es sich hierbei im we-
sentlichen um die jeweils aktuelle Brandlast (i. allg. ausge-
drückt in MJ/m^2 Umfassungsfläche) und den Öffnungsfaktor F ,
der zur näherungsweisen Beschreibung der Ventilationsbedin-
gungen des Brandraums herangezogen wird. In /2/ werden die zu
erwartenden Abbrandtiefen von Brettschichtholz in Abhängig-
keit dieser Parameter aus der Auswertung zahlreicher Brand-
versuche angegeben. Dabei gilt:

F = Entwurfsöffnungsfaktor, $[\text{m}^{1/2}]$

q = Entwurfsbrandlast, $[\text{MJ/m}^2]$

x = Abbrandtiefe, $[\text{mm}]$

β_0 = Anfangswert der Abbrandrate, $[\text{mm/Minute}]$

t = Zeit, $[\text{Minuten}]$

θ = Zeit bis zum Erreichen des maximalen Abbrandes

$$\theta = 0,0175 \frac{q}{F} \quad (18)$$

$$\beta_0 = 1,25 - \frac{0,035}{F + 0,021} \quad 0,02 \leq F \leq 0,3 \quad (19)$$

$$x = \beta_0 \cdot t \quad 0 \leq t \leq \theta/3 \quad (20)$$

$$x = \beta_0 \left(-\frac{1}{12}\theta + \frac{3}{2}t - \frac{3}{4}\frac{t^2}{\theta} \right) \quad \frac{\theta}{3} \leq t \leq \theta \quad (21)$$

In diesen Ansätzen erfolgt die Bestimmung der Abbrandtiefe in Abhängigkeit von der Entwurfsbrandlast q und dem Entwurfsöffnungsfaktor F . Die Wärmedämmeigenschaften der umgebenden Bauteile werden dabei näherungsweise durch Umrechnung des geometrischen Öffnungsfaktors $A \cdot \sqrt{h}/A_t$ mit einem dimensionslosen Faktor k berücksichtigt.

$$F = \frac{A \cdot \sqrt{h}}{A_t} k \quad (22)$$

mit: A = Gesamtöffnungsfläche, [m^2]
 A_t = Gesamtumfassungsfläche, [m^2]
 h = Gewichteter Mittelwert der vertikalen
Wandöffnungen, [m]

Ebenso kann nach /2/ bei der Entwurfsbrandlast verfahren werden. Hier ergibt sich:

$$q = q_0 \cdot k \quad (23)$$

Mit: $q_0 = Q/A_t$, [MJ/m^2]

$$Q = \text{Gesamtwärmemenge im Brandraum, [MJ]} \quad (24)$$

Nach /2/, Seite 32, Tabelle 2, liegt der Umrechnungsfaktor k je nach den Wärmedämmeigenschaften der umgebenden Wandbauteile zwischen 0,5 und 3,0. Für normale Brandräume im Wohnungsbau kann jedoch mit einem mittleren Faktor k von ca. 1,0 gerechnet werden. Sollten andere, von diesen mittleren Verhältnissen abweichende Eigenschaften der umgebenden Bauteile vorliegen, ist die Entwurfsbrandlast entsprechend unter Berücksichtigung eines von 1,0 unterschiedlichen k -Faktors zu bestimmen.

Die Unsicherheiten, welche bei der späteren Berechnung der β -Werte durch Streuungsanteile dieses k -Faktors entstehen könnten, werden in Anlehnung an das Fehlerfortpflanzungsgesetz durch eine etwas reichlichere Annahme der Brandlaststreuungen berücksichtigt.

Es muß jedoch bemerkt werden, daß die nach /2/ zu ermittelnden Abbrandfunktionen an kürzeren rechteckigen und unbelasteten Versuchskörpern gewonnen werden. Nun hat es sich bei den Auswertungen zur Ermittlung der Abbrandfunktionen für Stützen und Balken nach /1/ gezeigt, daß besonders bei im Brandversuch belasteten Balkenquerschnitten - bedingt durch Abplatzerscheinungen der verkohlten Zonen an der Ober- und Unterseite dieser Querschnitte - in diesen Bereichen mit einer vergrößerten Abbrandrate zu rechnen ist. Erste Vergleichsrechnungen zu Beginn der hier durchgeführten Untersuchungen ergaben, daß eine unveränderte Übernahme nach den Ansätzen (18) - (21) für alle Balkenquerschnitte im Vergleich zur Brandeinwirkung nach der ETK extrem günstige Werte liefern würde. In /2/ wird zwar eine Vergrößerung der Abbrandfunktion am unteren Querschnittsrand von Balkenquerschnitten vorgesehen, doch nur für Abmessungen $b \leq 8$ cm bei Rechteckquerschnitten und $b \leq 5$ cm bei quadratischen Querschnitten. Offensichtlich ist diese Vergrößerung des Abbrandes aber nicht ausreichend. Aus diesem Grund werden die Ansätze nach /2/ dahingehend modifiziert, daß die danach berechneten Abbrandfunktionen für die Querschnittsseiten beibehalten, für den unteren und oberen Querschnittsrand jedoch analog den Ansätzen nach /1/ (vgl. Abschnitt 2.3) vergrößert werden.

Die Abbildungen 8 bis 10 zeigen einen Vergleich der nach /1/ ermittelten Abbrandtiefen (vgl. Abschnitt 2.2, Gl. (6) und Gl. (8)) sowie der Abbrandtiefen nach /2/ für einige ausgewählte Entwurfsöffnungsfaktoren und Entwurfsbrandlasten. Wie aus den Abbildungen ersichtlich, ergeben sich je nach Entwurfsbrandlast und Entwurfsöffnungsfaktor erhebliche Abweichungen zwischen den verschiedenen Ansätzen, wobei besonders bei Stützen der Kurvenverlauf der gesamten Abbrandtiefe teilweise über dem der ETK liegt. Aus diesem Grund erscheint es sinnvoll, die weitere Untersuchung mit den Beziehungen (18) - (21) in Form einer Parameterstudie in Abhängigkeit der Branddauer, der Entwurfsbrandlast und des Öffnungsfaktors fortzuführen. Die Berechnung der vorhandenen β -Werte erfolgt weiterhin auf der Basis des Abschn. I, jedoch unter Berücksichtigung der zusätzlichen Basisvariablen q und F .

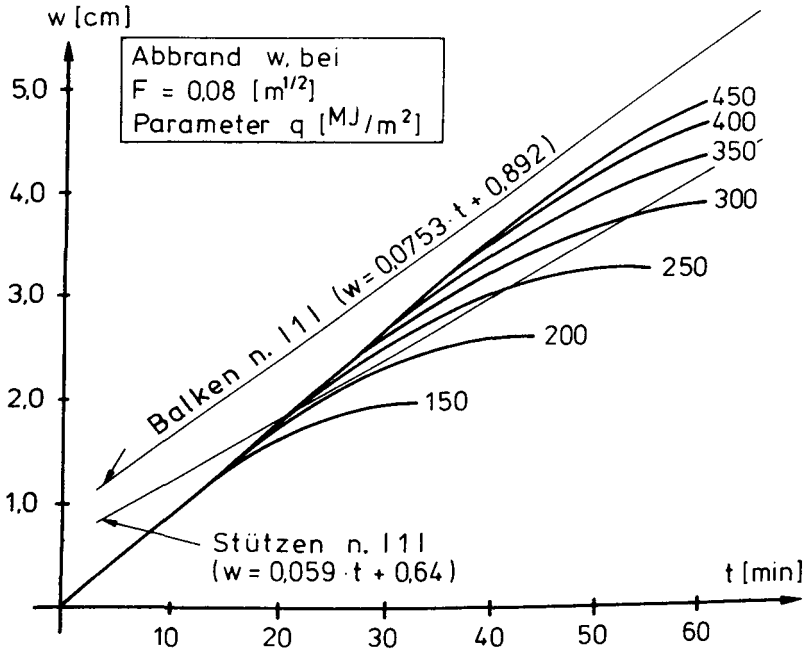


Bild 8: Vergleich der Abbrandraten, $F = 0,08$

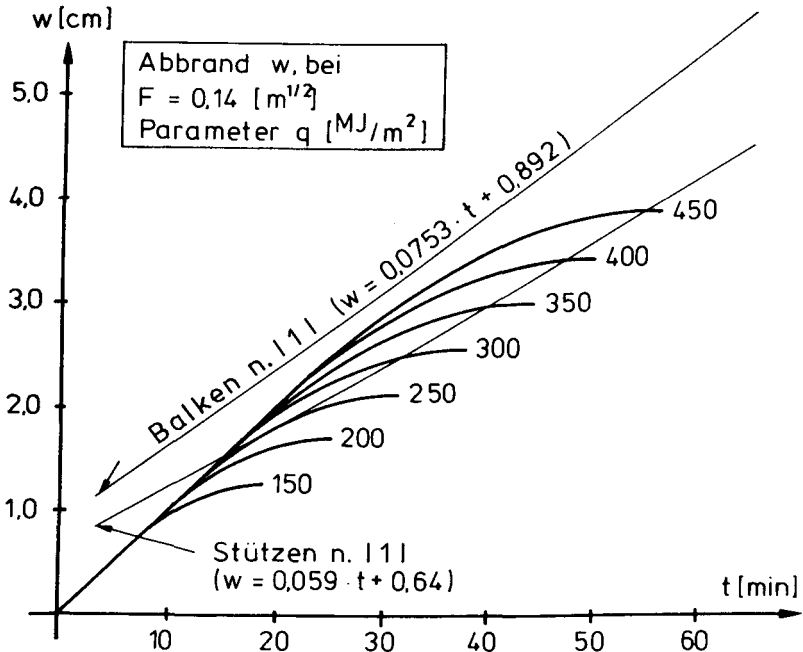


Bild 9: Vergleich der Abbrandraten, $F = 0,14$

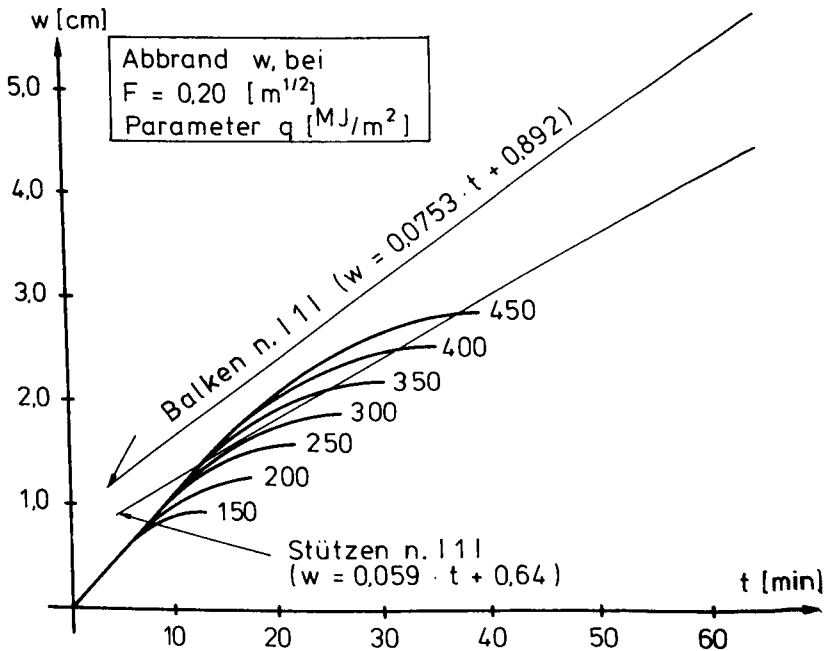


Bild 10: Vergleich der Abbrandraten, $F = 0,2$

5.2 Zu erwartende Brandlast

Bei der Anwendung der in /2/ angegebenen Beziehungen ist zu bedenken, daß diese Werte in kleinen Versuchsbrandräumen gewonnen wurden. Aus diesem Grund können, solange keine weiteren Erfahrungen vorliegen, bezüglich der Übertragung und Anwendung dieser Werte auf große Brandabschnitte noch keine Angaben gemacht werden. Brandräume, welche den Versuchsbedingungen nach /2/ entsprechen, werden wohl hauptsächlich im Wohnungsbau etc. zu finden sein. Um den Bereich der zu erwartenden bzw. zu untersuchenden Brandbelastung einzugrenzen, soll im folgenden eine kurze Zusammenstellung der zu erwartenden Brandlast gegeben werden.

Die wohl umfangreichste Datenzusammenstellung bezüglich der zu erwartenden Brandlast in Gebäuden befindet sich in /7/, wobei sich die Angaben jedoch größtenteils auf die Brandraumgrundfläche beziehen. Desweiteren muß noch zwischen der beweglichen und der stationären, d. h. ständig im Brandraum vorhandenen Brandlast unterschieden werden. Die in der Literatur anzutreffenden Angaben beziehen sich größtenteils nur auf die beweglichen Brandlasten, so daß für die stationäre Brandlast noch entsprechende Zuschläge zu machen sind.

Im einzelnen lassen sich für den Wohnungsbau folgende Angaben machen:

In /8/ wird für eine Schweizer Mietwohnung ein Mittelwert \bar{q}_g (auf die Grundfläche bezogen) von ca. 335 MJ/m^2 Grundfläche, jedoch ohne Angabe einer Standardabweichung ausgewiesen.

Nach /9/, Tabelle 5.9 F, ergeben sich nach Umrechnung für einzelne Zimmer einer Wohnung folgende Werte:

	\bar{q}_g [MJ/m ²] Grundfläche	σ_{qg} [MJ/m ²] Standardabweichung	v_q [%]
Wohnzimmer	354	102	29
Aufenthaltsraum	254	59	23
Schlafzimmer	390	104	26
Esszimmer	327	93	28
Küche	291	70	24
Mittelwerte	323	85,6	26

Dabei wird als zu erwartende Verteilung eine Log.-Normalverteilung angegeben.

Andere Werte werden in den Veröffentlichungen /10/ und /11/ angegeben. Diese Untersuchungen gehen im wesentlichen auf /12/ zurück und werden auch von anderen Autoren wiederholt zitiert. Bei diesen schwedischen Messungen ergibt sich ein \bar{q}_t [MJ/m²] (auf die Brandraumoberfläche bezogen) von:

	\bar{q}_t	$\bar{\sigma}_{qt}$	v_{qt}
a) 2 Räume und Küche	150	24,7	16,0 %
b) 3 Räume und Küche	139	21	15,0 %

In /13/ werden diese Werte auf einen Brandraum von 3,2 · 4,3 · 2,6 m umgerechnet. Dann ergeben sich jedoch Brandlasten \bar{q}_g von ca.

- a) 727 MJ/m²
- b) 673 MJ/m²,

also ungefähr die doppelten Werte, wie in /8/ und /9/ angegeben.

Eine weitere Angabe befindet sich in /11/; hier wird für Norwegen ein \bar{q}_g -Wert von 440 - 480 MJ/m² angeführt.

Bei Brandversuchen wurde nach /14/ bei mittlerer Möblierung im Wohn-, Schlaf- und Kinderzimmer eine mittlere Brandlast \bar{q}_g von ca. 530 MJ/m² gemessen. Wie in /8/ wurden jedoch auch für diese Messungen keine Standardabweichungen bzw. Variationskoeffizienten angegeben.

Des weiteren wird in /15/ im Vergleich mit Kraftfahrzeugbränden ein Brandlastmittelwert \bar{q}_g von ca. 420 - 500 MJ/m² für Wohnräume - wiederum jedoch ohne Angabe von Verteilungsparametern - aufgeführt.

Diese Literaturdurchsicht zeigt, daß in bezug auf die Größe von Brandbelastungen in Wohngebäuden noch keine einheitlichen Angaben vorliegen. Die aufgelisteten Werte können je nach Er-

hebungsland um bis zu ca. 100 % voneinander abweichen. Aus diesem Grund soll in der folgenden Auswertung auch unter Berücksichtigung der Tatsache, daß es sich bei den angegebenen Werten zum Teil nur um die Angabe der mobilen Brandlasten handelt, die Berechnung des vorhandenen β -Wertes für verschiedene Entwurfsbrandlasten von

$$\bar{q}_t = 150 - 450 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$$

durchgeführt werden. Damit wird als unterer Grenzwert der Auswertung eine minimale Brandlast in Anlehnung an die Angaben in /10, 11/, die offensichtlich die umfangreichste Auswertung darstellt, angesetzt.

Die Begrenzung der Auswertungen auf eine untere Entwurfsbrandlast von $\bar{q}_t = 150 \text{ MJ/m}^2$ wird außerdem vorgenommen, um für den angesetzten Untersuchungsbereich der Öffnungsfaktoren (vgl. Abschnitt 5.3) noch maximal Abbrandzeiten θ (vgl. 5.1) zu bekommen, die eine sinnvolle Auswertung für die Feuerwiderstandsklassen F30-B und F60-B ermöglichen. Bei geringeren Brandlasten und der Wahl realistischer Öffnungsfaktoren wird sonst der maximale Abbrand schon vor Ablauf dieser Zeiten erreicht, so daß ein direkter Vergleich der erzielten β -Werte zu diesen Zeitpunkten nicht mehr möglich ist.

Als Variationskoeffizient soll hier 25 % angenommen werden, obwohl für die Messungen in /10, 11/ nur ein mittlerer Variationskoeffizient von 15 - 16 % angegeben wird. Dies berücksichtigt die Tatsache, daß bei Ermittlung der Entwurfsbrandlast auch noch Einflüsse aus den Wärmedämmeigenschaften der umgebenden Wände gemäß Abschnitt 5.1 näherungsweise berücksichtigt werden müssen. Als Verteilungstyp soll in Anlehnung an /9/ eine Log.-Normalverteilung zur Anwendung kommen.

5.3 Öffnungsfaktor - Annahmen

In einem konkreten Brandfall hat eine etwas genauere Überprüfung der Brandraumrandbedingungen zu erfolgen. Dies beinhaltet auch die Bestimmung des Öffnungsfaktors F in Abhängigkeit der vorliegenden Raumgeometrie.

Ebenso wie die Ermittlungen der β -Werte nur für verschiedene zu erwartende Entwurfsbrandlasten q sinnvoll sind - wie aus den Auswertungen nach Abschnitt 5.2 hervorgeht -, müssen diese auch für eine Reihe möglicher Öffnungsfaktoren F durchgeführt werden.

Dabei werden für F folgende statistische Annahmen getroffen:

Alle möglichen Schwankungen aus der Einbeziehung aller evtl. vorhandenen Wand- und Deckenöffnungen in der Berechnung von F werden auf der sicheren Seite liegend in der Annahme eines Variationskoeffizienten von

$$v_F = 20 \%$$

zusammengefaßt.

Um die Verteilung nach unten hin zu begrenzen, wird eine Log.-Normalverteilung angesetzt.

Die in die spätere Auswertung einbezogenen Mittelwerte beschreiben einen Bereich von $F = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ bis maximal $F = 0,26 \text{ m}^{1/2}$.

Die obere Grenze ergibt sich aus der Definition von θ (Gl. 19), da für größere F -Werte analog zur Wahl der kleinsten Brandlast (s. Abschnitt 5.2) die Zeit des maximalen Abbrandes θ unterhalb des jeweils untersuchten Zeitpunktes liegen würde und somit nicht in die Vergleichsrechnungen einbezogen werden kann.

Nach Gl. (19) muß $F \geq 0,02$ sein. Bedingt durch vorgeschriebene Mindestöffnungsflächen ($1/8$ der Grundfläche als Fensteröffnungen gem. den Bauordnungen) kann ein kleinster Öffnungsfaktor von $0,04 \text{ m}^{1/2}$ als realistisch bezeichnet werden, zumal im Vorgriff auf die Auswertungen in Abschnitt 5.5 mögliche β -Werte für $F \leq 0,04$ nicht mehr interessant sind.

Ein weiterer Hinweis auf die Größe des zu erwartenden Öffnungsfaktors kann /11/ entnommen werden. Für die dort aufgeführten Beispiele werden Faktoren angegeben und berechnet, welche überwiegend im Bereich von $F \geq 0,04 \text{ m}^{1/2}$ bis $F \leq 0,12 \text{ m}^{1/2}$ liegen und somit als ein realistischer Anhalt für die zu erwartenden Öffnungsfaktoren dienen können.

5.4 Wahl der untersuchten Querschnitte

Wie aus der Berechnung der β -Werte für eine Brandeinwirkung gemäß ETK hervorgeht (vgl. Tabellen 7 und 8), läßt sich für die ausgewählten und untersuchten Querschnitte kein einheitliches Sicherheitsniveau nachweisen, auf dessen Grundlage ein Vergleich der beim "natürlichen Brand" ermittelten β -Werte hätte durchgeführt werden können. Aus diesem Grund muß der Vergleich individuell für einzelne ausgesuchte Stützen- und Balkenquerschnitte erfolgen. Um jedoch den dazu notwendigen Rechenaufwand in erträglichen Grenzen zu halten, erscheint es nicht notwendig, alle in den Tabellen 3 und 5 aufgeführten Stützen- und Balkenquerschnitte bei der Berechnung zu berücksichtigen. Betrachtet man die ermittelten β -Werte für Brandeinwirkungen nach der ETK (vgl. Tabellen 7 und 8), läßt sich feststellen, daß für die quadratischen Querschnitte bei den Stützen und Balken die jeweils kleineren β -Werte ermittelt werden. Aus diesem Grund soll sich die weitere Auswertung auch nur auf die aufgeführten quadratischen Querschnitte beschränken, wobei jedoch jeweils ein Rechteckquerschnitt je Bauteil und Branddauer, und zwar derjenige mit dem geringsten β -Wert, repräsentativ mit in die Auswertung einbezogen werden

soll. Damit ergeben sich die in den Tabellen 9 und 10 zusammengestellten, weiter zu untersuchenden Querschnitte.

Gleichzeitig werden in diesen Tabellen die Bildnummern der entsprechenden Darstellungen mit angegeben. Um den erläuterten Text nicht zu sehr zu unterbrechen, wird nur die Darstellung der β -Verläufe in den Bildern 5.1 und 5.2 für Stützen sowie 5.11 und 5.12 für Balken in Abschnitt 5.5 in den Text exemplarisch mit aufgenommen. Die übrigen Darstellungen der berechneten β -Verläufe befinden sich im Anhang.

5.5 Berechnete β -Verläufe

In den Abbildungen 5.1 bis 5.20 wurden die für die in den Tabellen 8 und 10 angegebenen Stützen- und Balkenquerschnitte berechneten β -Werte dargestellt. Um einen direkten Vergleich mit den für eine Brandeinwirkung nach der ETK ermittelten β -Werten durchführen zu können, wurden die Untersuchungen wiederum für die Brandzeitpunkte $t = 30$ und $t = 60$ min durchgeführt; außerdem wurde der für die Brandeinwirkung nach der ETK ermittelte β -Wert als Vergleichsniveau mit eingezeichnet. Als Kurvenparameter diente zur Darstellung der β -Werte in Abhängigkeit vom jeweiligen Öffnungsfaktor die Entwurfsbrandlast.

Der rechte, in den Bildern 5.1 bis 5.20 durch die gestrichelte Linie abgetrennte Bereich der Kurvenverläufe stellt diejenigen Parameterkombinationen dar, bei welchen der Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Verkohlungstiefe unter dem des betrachteten relevanten Zeitpunktes - beschrieben durch die Beziehung in Gl. (18) - liegt. Diese Parameterkombinationen werden somit im Rahmen dieser Untersuchungen nicht weiter mit berücksichtigt.

Wie sich aus den Darstellungen in den Abbildungen 5.1 bis 5.10 entnehmen läßt, ergibt sich in bezug auf die Verläufe

	σ_D [N/mm ²]	s_k [m]	b/d [cm]	Darstellung in
F30-B	11	2	16 /16	Bild 5.1
		5	18,4/18,4	Bild 5.2
	5	2	12 /12	Bild 5.3
		5	13,2/13,2	Bild 5.4
F60-B	11	2	24 /24	Bild 5.5
		5	30 /30	Bild 5.6
	5	2	18 /18	Bild 5.7
		5	21 /21	Bild 5.8
F30-B	11	5	16,4/32,8	Bild 5.9
F60-B	11	5	27,4/54,8	Bild 5.10

Tabelle 9: Kennwerte der untersuchten Holzstützen

	σ_{BR} [N/mm ²]	Befl.	b/h [cm]	Darstellung in
F30-B	14	3	18 /18	Bild 5.11
		4	24 /24	Bild 5.12
	7	3	10 /10	Bild 5.13
		4	15 /15	Bild 5.14
F60-B	14	3	36 /36	Bild 5.15
		4	48 /48	Bild 5.16
	7	3	20 /20	Bild 5.17
		4	30 /30	Bild 5.18
F30-B	14	3	8,5/34	Bild 5.19
F60-B	7	3	10,5/66	Bild 5.20

Tabelle 10: Kennwerte der untersuchten Holzbalken

der β -Werte ein ziemlich einheitliches Gesamtbild. Je nach der vorhandenen Brandbelastung zeigen die jeweiligen Kurvenverläufe der berechneten β -Werte ein relatives Minimum bei jeweils leicht unterschiedlichen Öffnungsfaktoren F . Dieses relative Minimum liegt je nach Brandlast ungefähr im Bereich $F > 0,06$ bis $F < 0,12$, wobei sich der jeweilige β -min-Wert bei der Parameterkombination der optimalen Verbrennung einstellt. Der Bereich der kleineren Öffnungsfaktoren kann als ein ventilationsgesteuerter Brand mit geringerer Wärmeentwicklung und der Bereich größerer Öffnungsfaktoren als brandlastgesteuerter Brand mit großem Wärmeabzug durch die vorhandenen Öffnungen interpretiert werden. Außerdem ergibt sich aus den Verläufen der β -Werte, daß der Bereich kleinerer Öffnungsfaktoren ($F < 0,04$) im Rahmen der Gesamtbetrachtung nicht relevant ist.

Des weiteren zeigt sich, daß das durch eine Brandeinwirkung nach der ETK vorgegebene Sicherheitsniveau bei den Holzstützen mit einer Brandeinwirkungsdauer von 30 min ziemlich einheitlich bei einer maximalen Brandlast von ca. 200 MJ/m^2 im Bereich von β -min unterschritten wird. Bei einer Brandeinwirkungsdauer von 60 min liegt dieser Brandlastwert bei ca. $275 - 300 \text{ MJ/m}^2$.

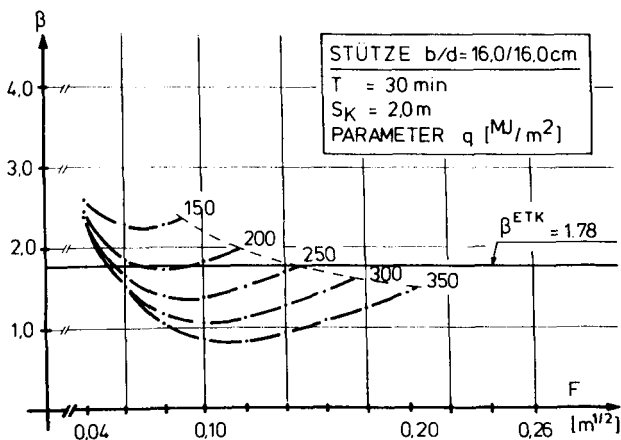
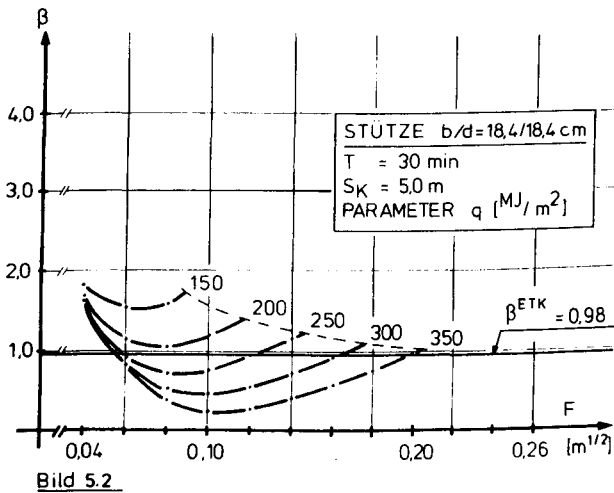
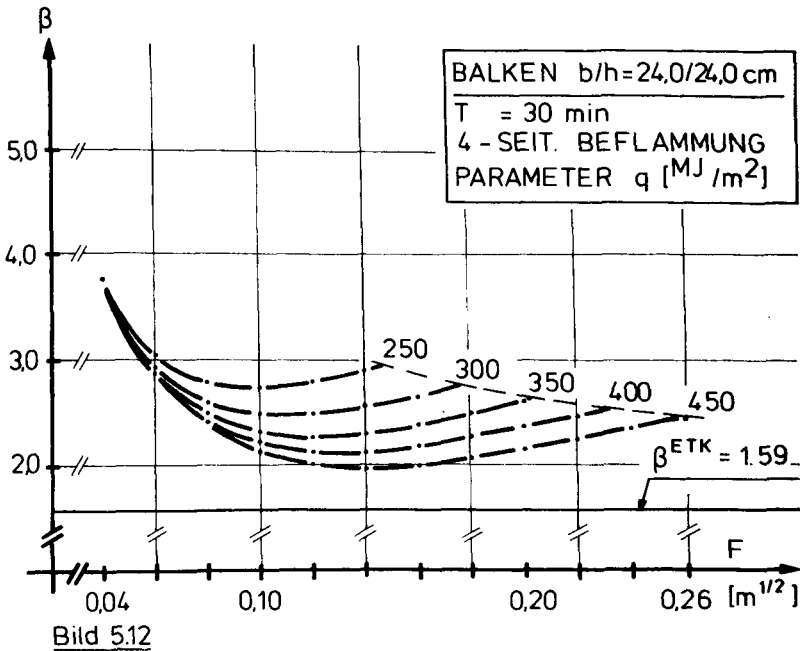
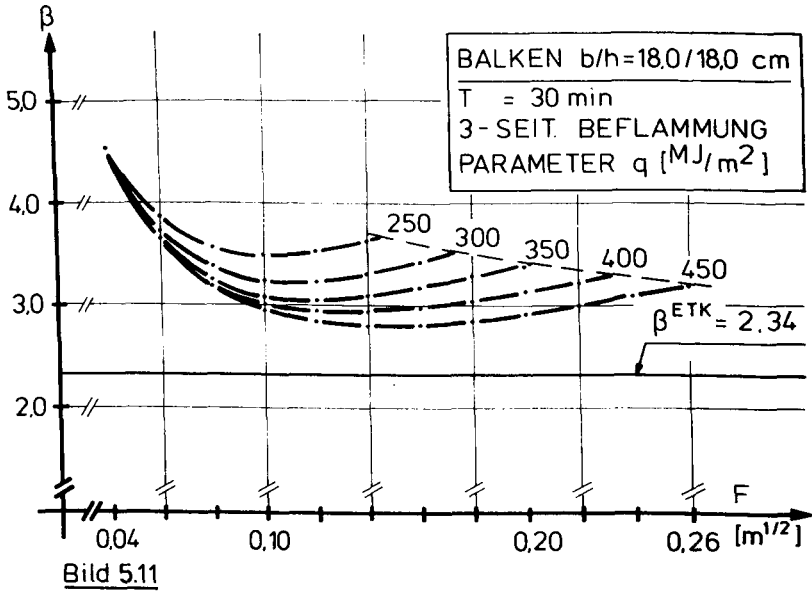


Bild 5.1



Bei den Balkenquerschnitten (vgl. Bilder 5.11 und 5.12) ergibt sich bezüglich der Unterschreitung des durch den Normbrandversuch vorgezeichneten Sicherheitsniveaus ein etwas anderes Bild. Zwar sind die prinzipiellen Kurvenverläufe mit denen der Stützenquerschnitte vergleichbar; eine Unterschreitung findet jedoch erst bei wesentlich höheren Brandlasten ($> 450 \text{ MJ/m}^2$ bei einer Brandeinwirkungsdauer von 30 bzw. 60 min) statt. Diese relativ hohe Vergleichsbrandlast bis zum Unterschreiten des durch die Brandeinwirkung nach der ETK vorgegebenen Sicherheitsniveaus kommt trotz der in Abschnitt 5.1 vorgenommenen verschärfenden Annahmen für die Abbrandfunktion bei Balken durch die immer noch vergleichsweise günstigere Beurteilung von Balkenquerschnitten gemäß den Ansätzen nach /2/ im Vergleich zur Brandeinwirkung nach der ETK zustande. Wie die Versuchsauswertungen in /1/ zeigen, verhalten sich Balkenquerschnitte im Brandversuch offensichtlich wesentlich ungünstiger, als dies mit Abbrandversuchen an Probekörpern vorausgesagt werden kann.



5.6 Berechnung der Einzelanteile an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone ("natürlicher Brand")

In Analogie zu Abschnitt 4.3 sollen auch für die in den vorangehenden Untersuchungen angenommenen Verhältnisse die Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone berechnet werden. Diese Werte stehen bei dem angewendeten Rechenprogramm ohnehin als die Ableitungen am Mittelwert nach den jeweiligen Basisvariablen des ersten Iterationsschrittes zur Berechnung der β -Werte zur Verfügung. Exemplarisch werden für eine Auswahl von Querschnitten und Brandlasten diese prozentualen Anteile für Stützen- und Balkenquerschnitte bei einer Branddauer von $t = 30$ min bzw. $t = 60$ min in Abhängigkeit der jeweils maßgebenden Öffnungsfaktoren aufgetragen.

Abgesehen von rechentechnischen Ungenauigkeiten, die sich bei der Bildung von numerischen Ableitungen kaum vermeiden lassen, ergibt sich doch für die untersuchten Stützen- und Balkenquerschnitte ein ziemlich einheitliches Verhalten. Bei den Stützenquerschnitten (vgl. Bilder 5.21 und 5.24) zeigt sich eine sehr ausgeprägte Zunahme des Streuungsanteiles der Brandlast mit steigendem Öffnungsfaktor F . Bei $F = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ ist der Einfluß der Brandlasten vernachlässigbar. Die zugehörigen Sicherheitsindices β haben für diesen Öffnungsfaktor bei allen Brandlasten den gleichen Wert (s. Abb. 5.1 - 5.10). Dieser Zusammenhang spiegelt den Bereich eines ventilationsgesteuerten Brandablaufs wider. Die Anteile des Öffnungsfaktors selbst zeigen jedoch einen unterschiedlichen Verlauf. Während die Anteile an der Gesamtstreuung bei kleinen Öffnungsfaktoren recht erheblich sind ($\sim 40 - 50 \%$), nehmen diese mit steigendem Öffnungsfaktor stetig ab, zeigen dann jedoch wieder einen etwas ansteigenden Verlauf. Im Vergleich mit den entsprechenden Verläufen der β -Werte (vgl. Abb. 5.1 - 5.10) ist festzustellen, daß der Bereich der maximalen Einschnürung der F -Anteile an der Gesamtstreuung mit dem Bereich der minimalen β -Werte zusammenfällt. Dies gibt den schon bei der Be-

rechnung der β -Verläufe festgestellten Sachverhalt wieder, daß ein Bereich optimaler Verbrennung existiert, bei welchem eine kleinere Veränderung des Öffnungsfaktors nur einen unwesentlichen Einfluß auf das vorhandene Sicherheitsniveau zeigt. Die Anteile der Abbrandrate w an der Gesamtstreuung liegen zwischen ca. 10 und 50 %. Wie aus den Abbildungen 5.21 bis 5.24 zu ersehen ist, steigt dieser Anteil bis zum Erreichen des "optimalen Öffnungsfaktors" an, um dann mit zunehmendem Öffnungsfaktor auf einen Wert von ca. 10 % abzufallen; in diesem Bereich wird der Hauptstreuungsanteil von der vorhandenen Brandlast q beigetragen.

Des weiteren läßt sich aus den vorgenannten Abbildungen erkennen, daß die Anteile an der Gesamtstreuung aus dem Eigengewicht, der Verkehrslast, der Druckfestigkeit und dem E-Modul des Holzes verhältnismäßig gering sind. Daraus ergibt sich, daß eine weitere Berücksichtigung temperaturabhängiger Parameter bei den Werkstoffkenngrößen keinen wesentlichen Einfluß auf die Berechnungsergebnisse hat. Dieser, sich aus den vorgenannten Abbildungen ergebende Sachverhalt kann nunmehr als nachträgliche Rechtfertigung der vereinfachenden Modellannahmen für Holzstützen nach Abschnitt 2.2 gelten.

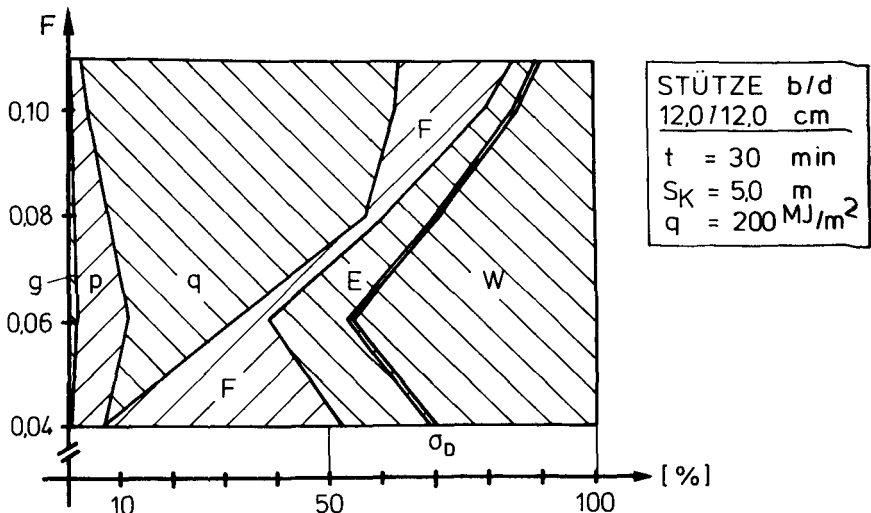


Bild 5.21

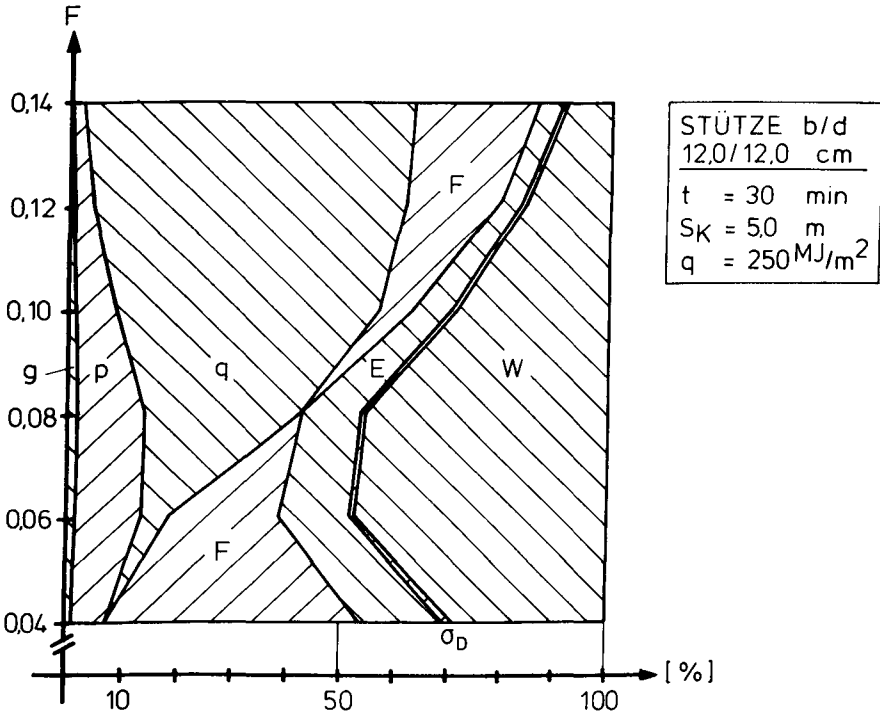


Bild 5.22

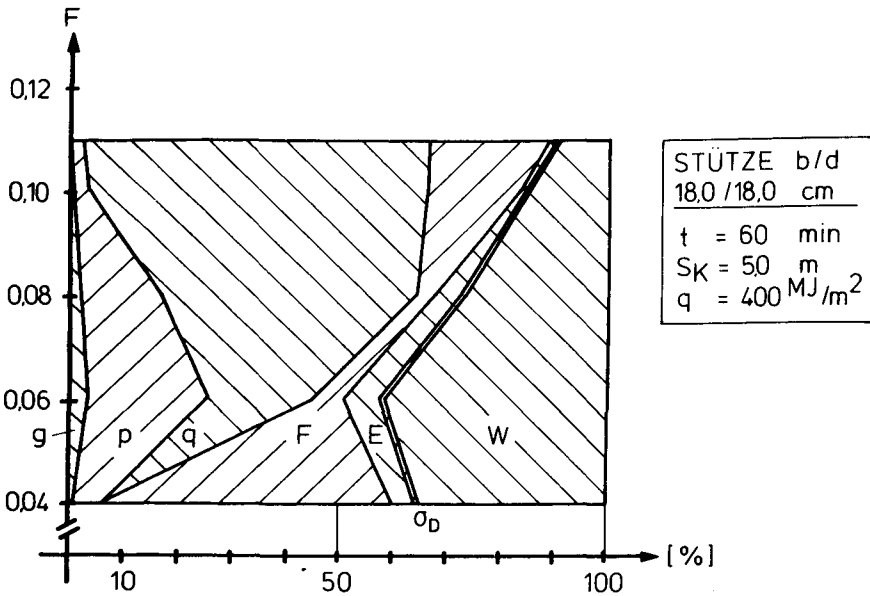
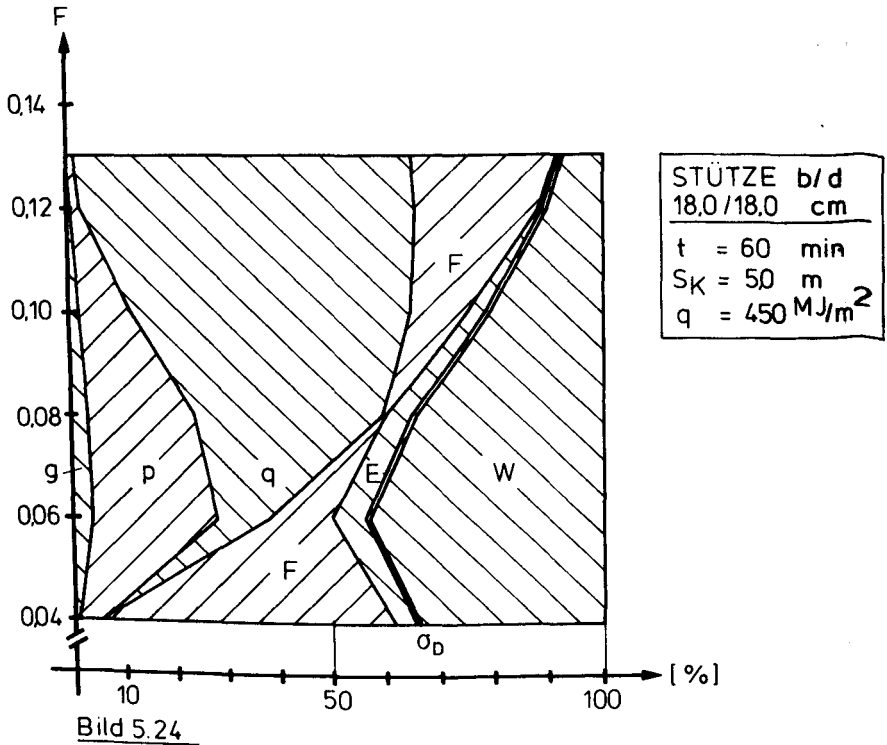
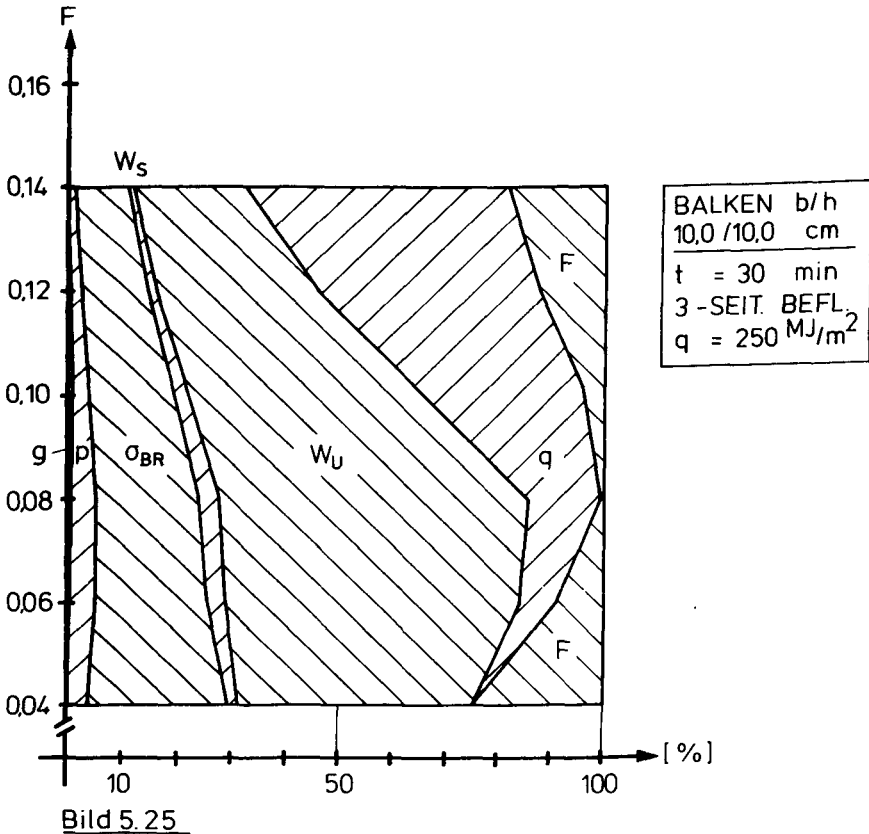


Bild 5.23



Ähnlich den Berechnungsergebnissen bei Holzstützen stellt sich die Situation bei den Balkenquerschnitten dar. Auch hier liegt mit zunehmendem Öffnungsfaktor ein steigender Anteil an der Gesamtstreuung aus der Brandlast vor, welcher jedoch nicht die gleiche Größenordnung wie bei den Holzstützen erreicht. Für die kleinsten Öffnungsfaktoren verschwindet der Einfluß von q, was auch hier in gleichen Sicherheitsindices β für alle Brandlasten resultiert. Desgleichen ist eine Einschnürung des Einflusses der Öffnungsfaktoren vorhanden, dessen Bereich wie bei den Stützen mit dem Bereich der Kurvenminima der β -Verläufe zusammenfällt (vgl. Abb. 5.11 - 5.20). Dagegen gewinnt der Anteil des unteren Querschnittsabbrandes bei den Balkenquerschnitten etwas an Bedeutung, da diese Basisvariable über das Widerstandsmoment des Querschnitts in

der dritten Potenz in das Bemssungsmodell eingeht. Wie auch bei den Stützenquerschnitten tragen die übrigen Basisvariablen dann nur noch geringere Anteile zur Gesamtstreuung bei. Erwähnt werden sollte jedoch noch, daß im Gegensatz zu dem verschwindend geringen Anteil aus σ_{D} bei den Holzstützen der Anteil aus σ_{BR} bei den Balkenquerschnitten im Bereich von 10 - 20 % liegen kann. Trotzdem erscheint es auch in Anbetracht dieser Größenordnung noch nicht notwendig, Temperatureinflüsse bei der Basisvariablen σ_{BR} gesondert zu berücksichtigen, da - wie auch schon bei den Holzstützen erwähnt - der Einfluß auf das endgültige Ergebnis gering ist.



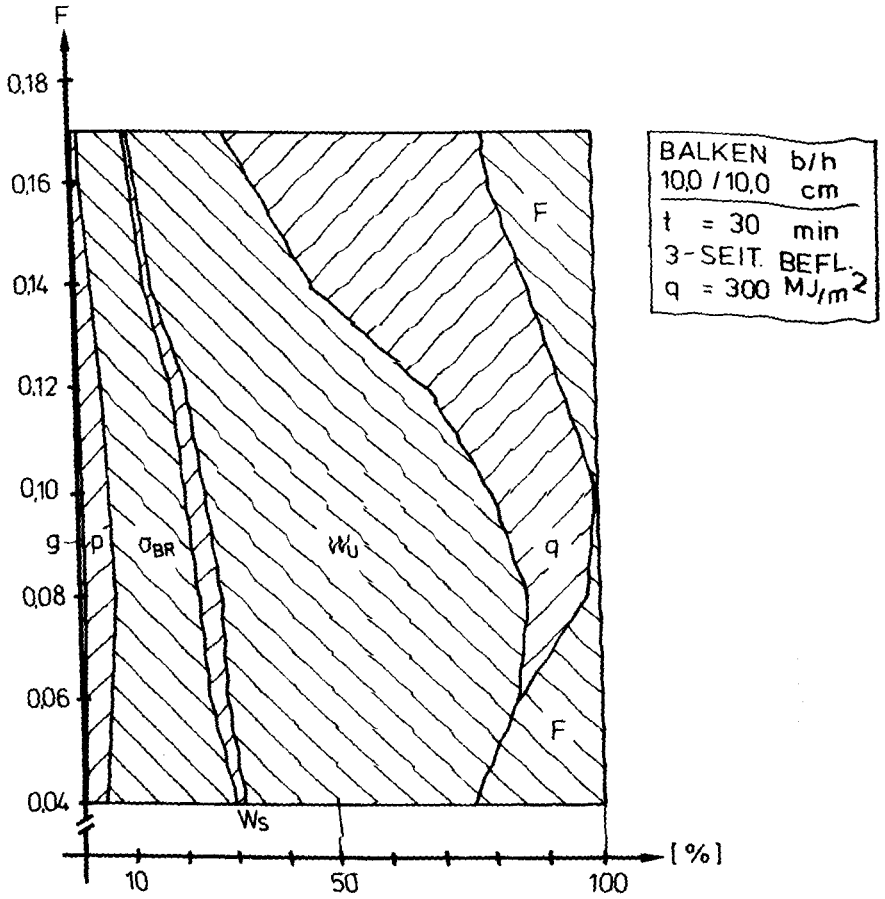
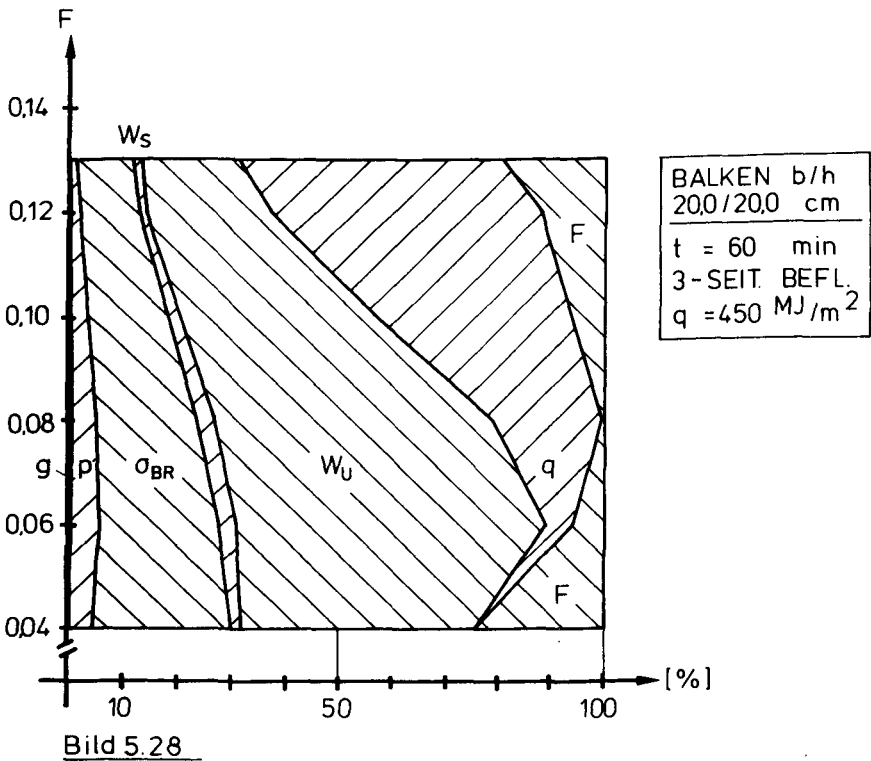
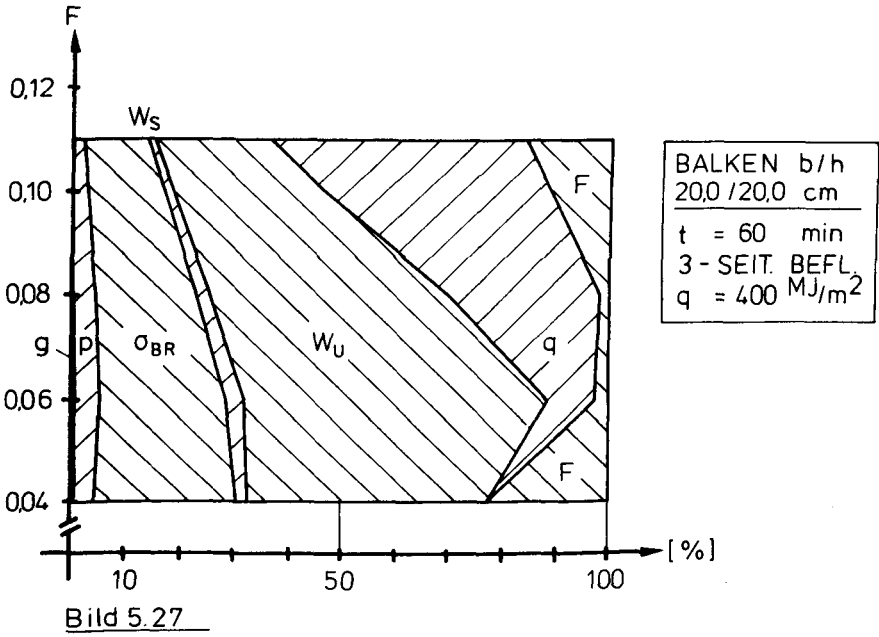


Bild 5.2.6



6. Zusammenfassung

Die Berechnung der vorhandenen Sicherheitsindices von brett-schichtverleimten Stützen und Balken auf der Grundlage der vorgestellten mechanischen Modelle ergab, daß bei Anwendung der nach DIN 4102 zulässigen Querschnittswerte kein einheitliches Sicherheitsniveau festzustellen ist. Da die verwendeten mechanischen Modelle anhand von durchgeführten Bauteilversuchen verifiziert sind, könnten auf dieser Grundlage Tabellenwerke mit repräsentativen Querschnittswerten geschaffen werden, die ein einheitliches, den gesamten Anwendungsbereich überdeckendes Sicherheitsniveau sicherstellen.

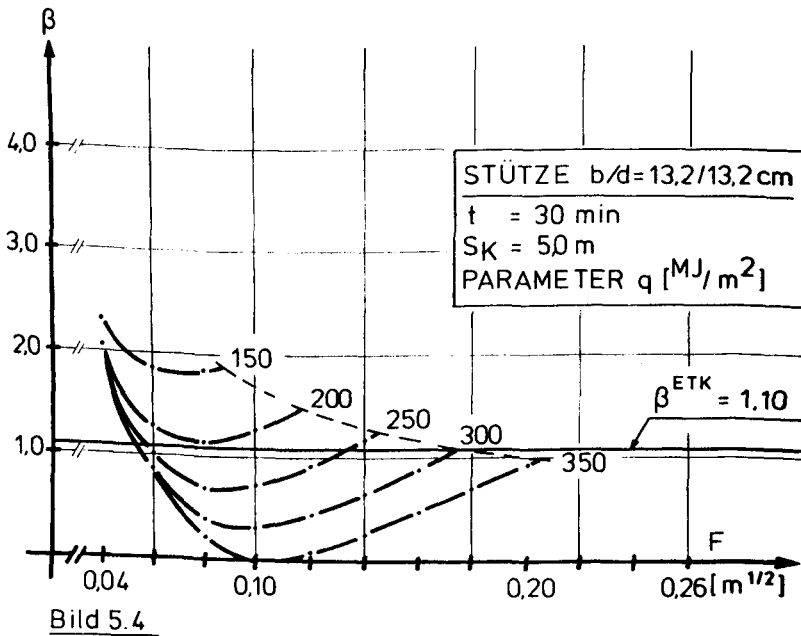
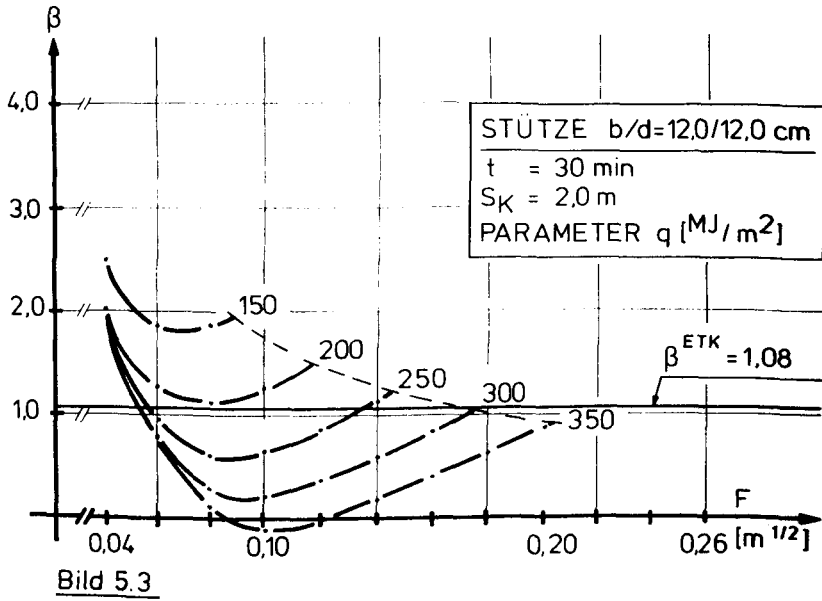
Versuchsweise und um die Auswirkungen von natürlichen Bränden auf das vorhandene Sicherheitsniveau aufzuzeigen, wurde eine umfangreiche Parameterstudie auf der Grundlage von bei natürlichen Bränden zu erwartenden Abbrandraten mit durchgeführt. Bei einer derartigen Vorgehensweise erübrigt sich die Ermittlung von Brandraumtemperaturen und unter Berücksichtigung aller maßgebenden, den Brandverlauf beeinflussenden Parameter (vgl. Abschnitt V), zumal das Verhalten der Abbrandrate unter diesen Verhältnissen zur Zeit rechnerisch kaum zu erfassen ist. Hierzu müßten genauere analytische Modelle unter besserer Berücksichtigung der physikalischen Veränderungen des Holzes während des Brandes entwickelt und verifiziert werden.

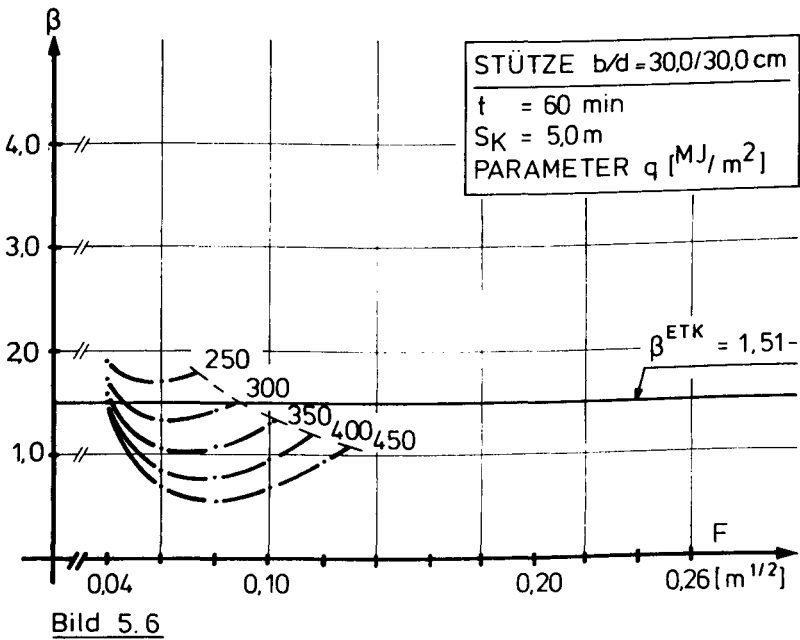
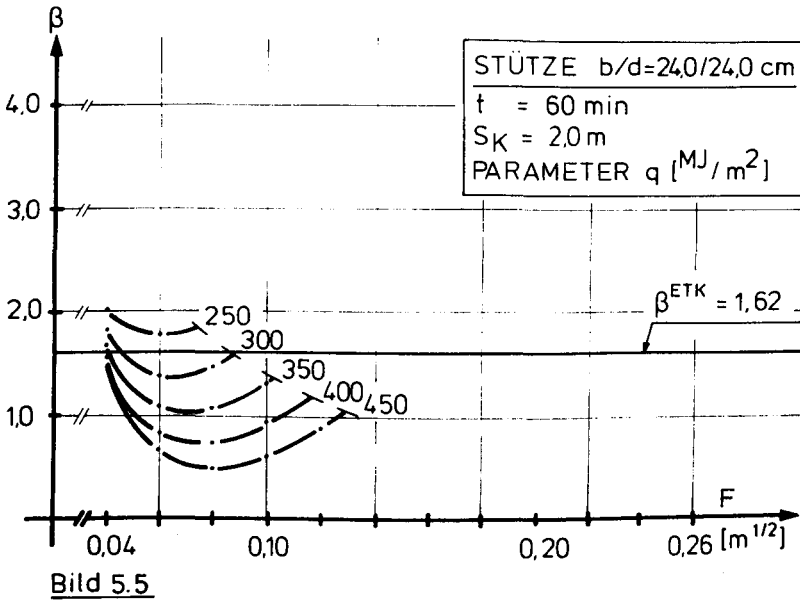
Die aus dieser Parameterstudie resultierenden Angaben erscheinen jedoch geeignet, Anwendungsgrenzen und mögliche Unterschreitungen des durch die DIN 4102 vorgezeichneten, zur Zeit vorhandenen oder als notwendig erachteten Sicherheitsniveaus aufzuzeigen. Dabei ist jedoch zu beachten, daß bei einer Auslegung von Holzquerschnitten auf ein absolutes Sicherheitsniveau die Verteilungsansätze von zum Teil ausschlaggebender Bedeutung sind. Dieses gilt jedoch nicht nur für Holzbauteile, sondern ist generell bauteil- und baustoffübergreifend zu beachten und unterstreicht noch einmal die Notwendigkeit der Datensammlung sowie Schaffung möglichst einheitlicher Berechnungsgrundlagen für probabilistische Nachweise.

7 . A N H A N G

(A B B I L D U N G E N

5.3 - 5.10 UND 5.13 - 5.20)





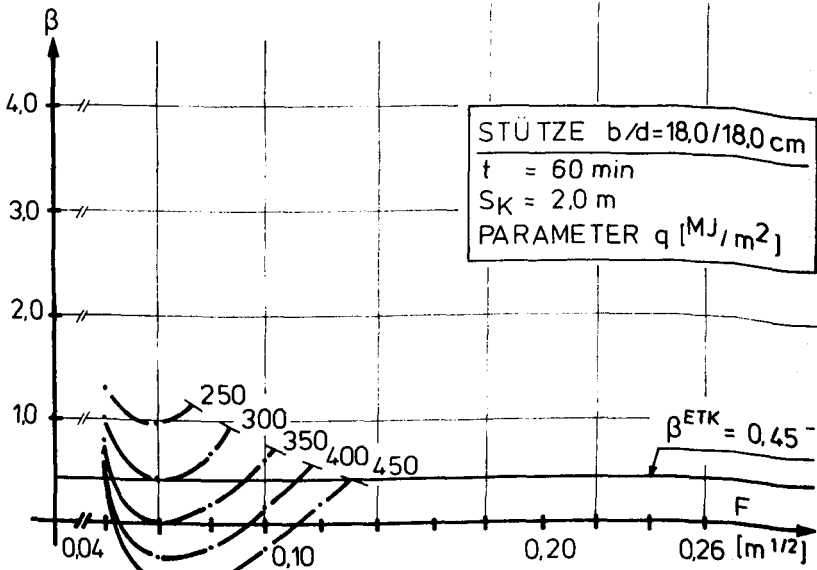


Bild 5.7

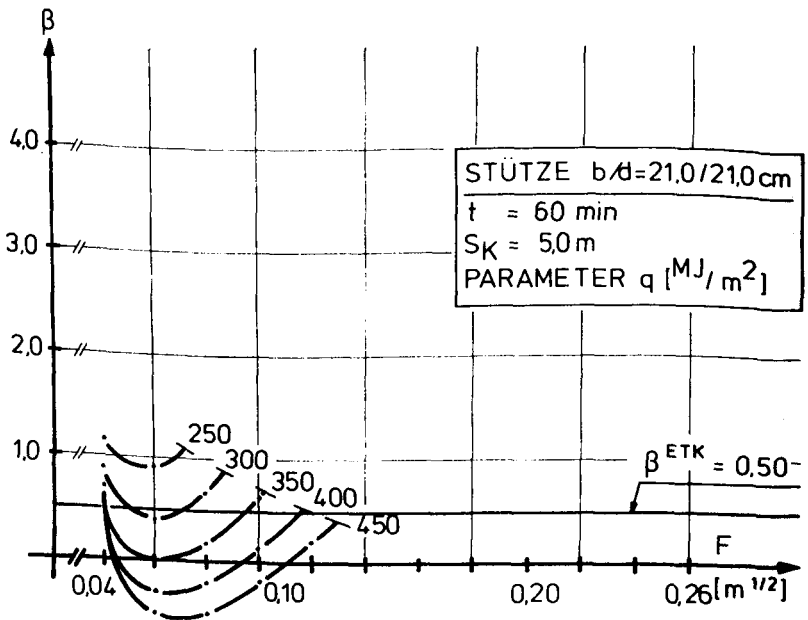


Bild 5.8

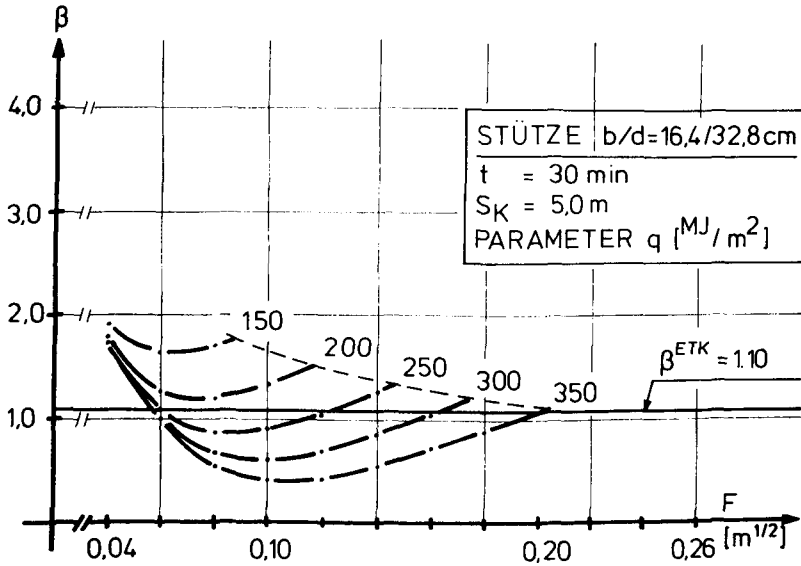


Bild 5.9

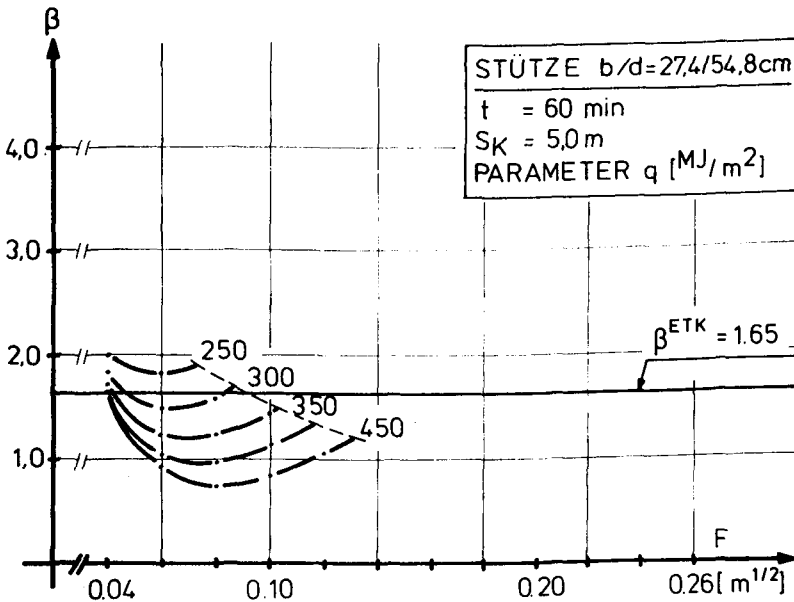
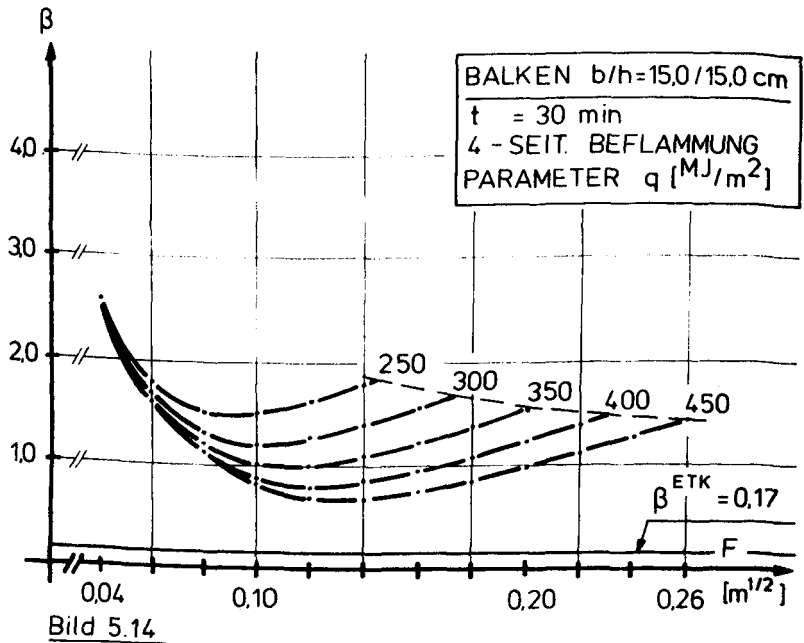
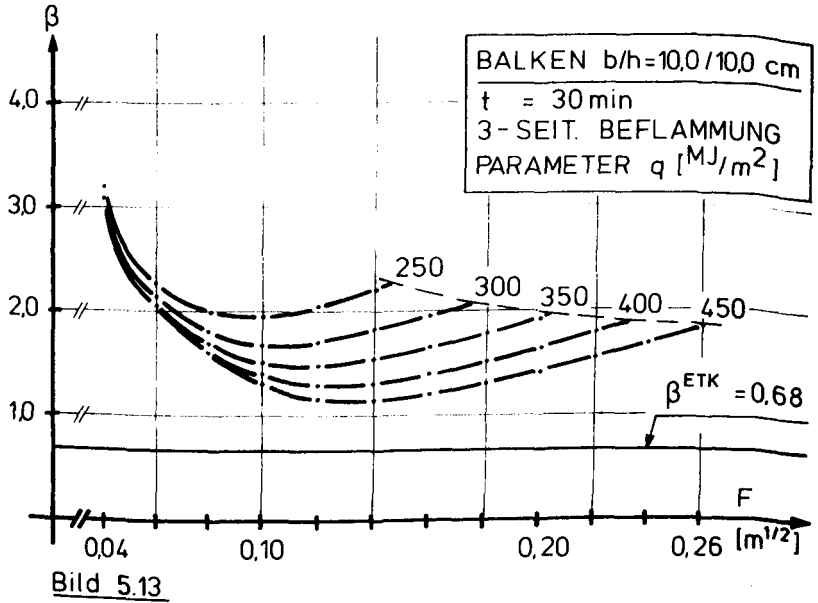


Bild 5.10



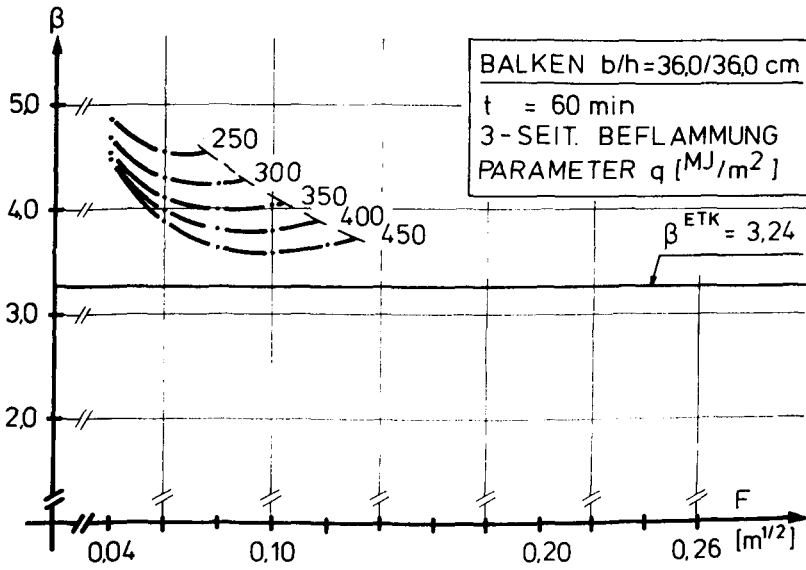


Bild 5.15

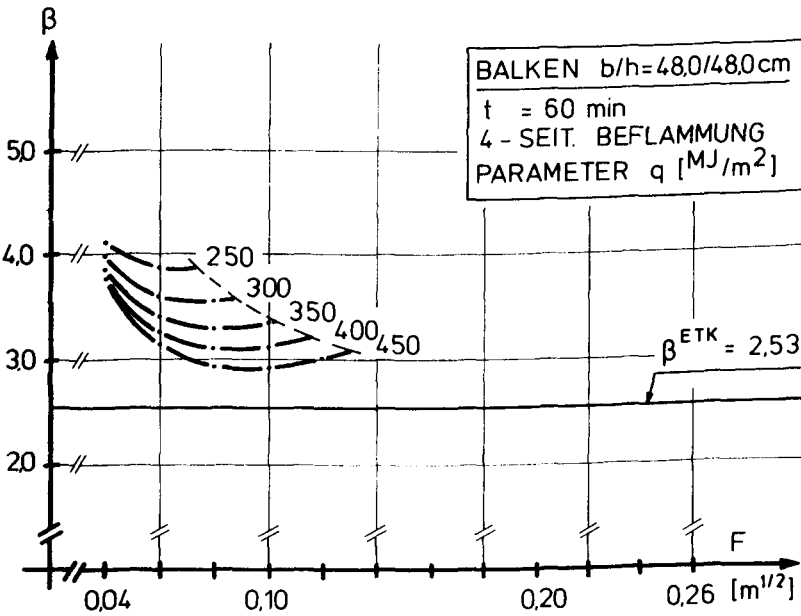


Bild 5.16

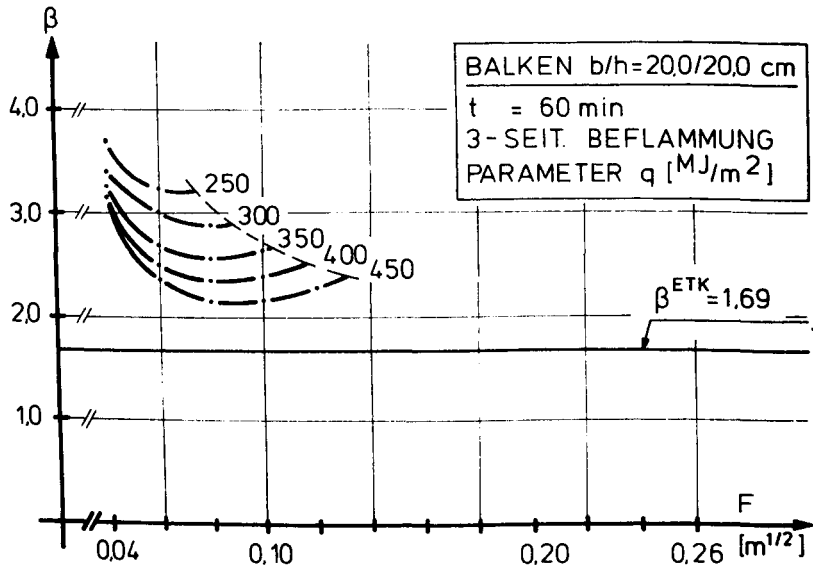


Bild 5.17

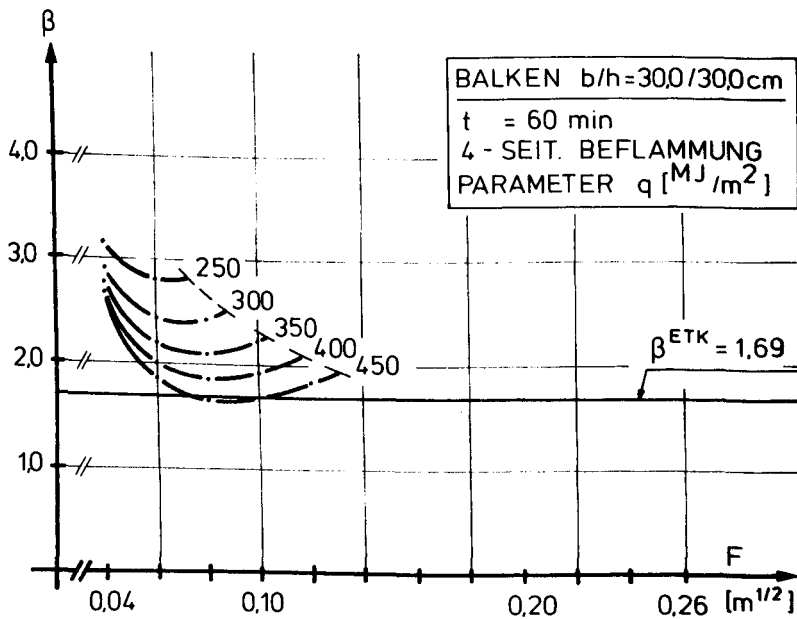
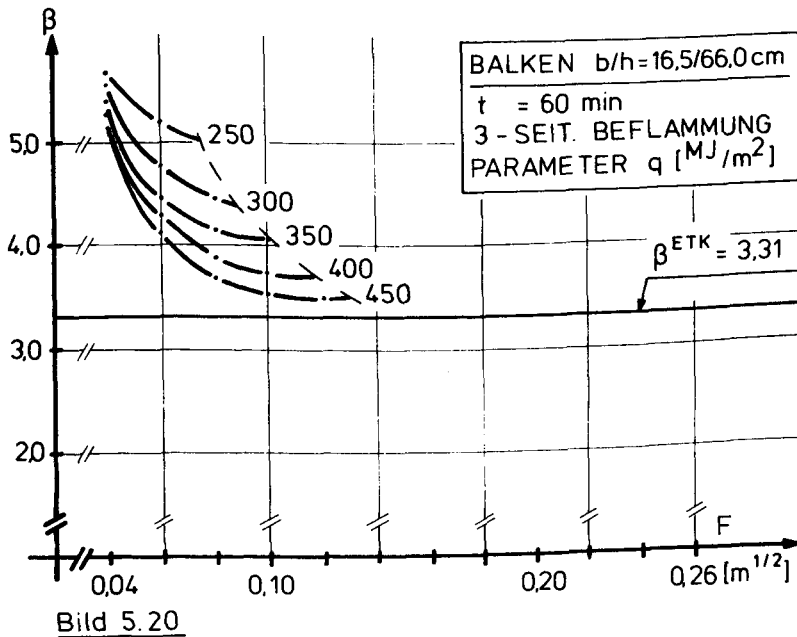
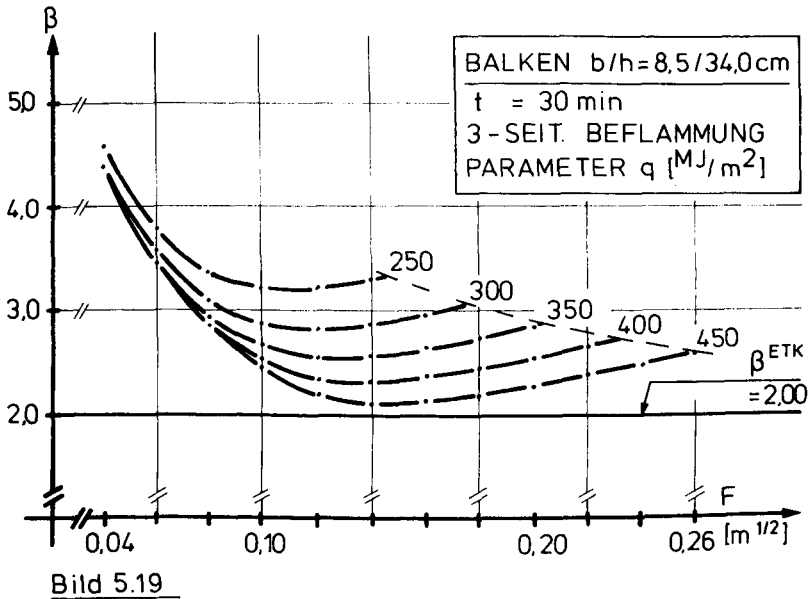


Bild 5.18



8. Literaturverzeichnis

- /1/ Stiller, J.-H.: Berechnungsmethode für brandbeanspruchte Holzstützen und Holzbalken aus brett-schichtverleimtem Nadelholz. Arbeitsbericht 1981 - 1983, SFB 148 - Brandverhalten von Bauteilen, TU Braunschweig, Seiten A 3 - 1 - 1 bis 1 - 58.
- /2/ Hadvig, S.: Charring of Wood in Building Fires; Practice, Theory, Instrumentation, Measurements, Technical University of Denmark, Lyngby-Denmark, 1981.
- /3/ Rudolphi, R.: Zur rechnerischen Übertragbarkeit von Brandprüfungen am Beispiel von Stahl- und Holzstützen. Dissertation TU Berlin, 1979.
- /4/ DIN 68 364: Kennwerte von Holzarten; Festigkeit, Elastizität, Resistenz. Ausgabe Nov. 1979.
- /5/ Hosser, D.; Schneider, U.: Sicherheitskonzept für brandschutztechnische Nachweise von Stahlbetonbauten nach der Wärmebilanztheorie. Forschungsvorhaben, AZ: IV/1-1-252/80, gefördert vom Institut für Bautechnik, Berlin.
- /6/ Hosser, D.: Tragfähigkeit und Zuverlässigkeit von Stahlbetondruckgliedern, vereinfachte Nachweise bei beliebigen Einwirkungen und Randbedingungen. Dissertation TU Darmstadt, 1978.
- /7/ Design Guide (Model Code) Structural Fire Safety, Workshop CIB W 14, Feb. 1985, Appendix 1.3.
- /8/ Brandschutztechnische Merkmale verschiedener Nutzungen und Lagergüter, in: Swiss Risk Evaluation Method by VKF/BVD/SIA, Schweizer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich.

- /9/ Campbell, J.A.: NFPA 1981, Fire Protection Handbook, Section 5; 9. Confinement of Fire in Buildings.
- /10/ Pettersson, O.: ECC-TC3 Manual "Fire Safety and Steel Structures"; Chapter 2: Fire Exposure.
- /11/ Pettersson, O.; Magnusson, S.E; Thor, J.: Fire Engineering Design of Steel Structures, Section 3: Fire Load.
- /12/ Nilsson, L.: Fire Loads in Flats. Lund Institute of Technology, Bulletin 15, Lund 1970.
- /13/ Bryl, S.: Brandbelastungen im Hochbau. Schweizerische Bauzeitung, 93. Jahrgang, Heft 17, Seiten 243 ff.
- /14/ -: Brandversuche Lehrte; Schriftenreihe des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau. 04.037.
- /15/ Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen. Heft 46 der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, Februar 1981.

IV. Untersuchungen an Stahlstützen unter genormter Brand- einwirkung

einwirkung
=====

1. Allgemeines

Im Rahmen der Bauteiluntersuchungen zur Klärung der Versagenswahrscheinlichkeit brandbeanspruchter Bauteile soll im folgenden über Untersuchungen an Stahlstützen berichtet werden. Dabei soll zunächst das Verhalten von Stahlstützen unter Normbrandbedingungen (ETK) bei vorgegebener Brandeinwirkungsdauer untersucht werden. Diese Untersuchungen werden analog zu denen für Stahlbetonstützen durchgeführt; die Verteilungsansätze sowie die verwendeten Beziehungen zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit des Bauteils wurden im einleitenden Kapitel ausführlich erläutert, so daß in diesem Zusammenhang an dieser Stelle keine erneute Erklärung zu erfolgen braucht.

Trotzdem ist es auch für die hier behandelten Bauteile notwendig, wiederum ein speziell auf die Belange der Berechnung der Bauteilversagenswahrscheinlichkeit abgestimmtes Traglastprogramm zu entwickeln, da die Berücksichtigung der Basisvariablen und der in Abschnitt I beschriebene Iterationsprozeß eine Vielzahl von zwar computergesteuerten Traglastberechnungen notwendig macht, wobei der Rechenzeitaufwand noch erheblich ist.

Wegen der Temperaturabhängigkeit der im Traglastmodell enthaltenen Materialeigenschaften wird neben dem Traglastmodell auch noch ein schnelles und möglichst einfaches Temperaturmodell benötigt, welches es erlaubt, die Bauteiltemperaturen zu jedem beliebigen Zeitpunkt mit ausreichender Genauigkeit zu bestimmen. Wegen des speziell für Stahlbauteile relevanten Temperatureinflusses auf die Traglast soll in diesem Abschnitt auf die Ermittlung der Stahltemperaturen und der Verifizierung des dazugehörigen Rechenmodells besonders eingegangen werden.

Da, wie schon erwähnt, die Eingangs-Größen in das Traglast- und Temperaturmodell als zufällige Variable zu betrachten sind, ist neben der Abstimmung des so entwickelten Gesamtmodells auch noch die wirklichkeitsnahe Bestimmung wenigstens der wichtigsten Eingangs-Größen (Basisvariablen) notwendig, um auf dieser Grundlage zu möglichst zutreffenden Aussagen bezüglich der zu untersuchenden Bauteilversagenswahrscheinlichkeit zu gelangen.

2. Beschreibung des gewählten Temperaturmodells

2.1 Allgemeines

Im folgenden sollen ungeschützte und ummantelte Stützen aus Profilstählen untersucht werden, welche vierseitig beflammt werden. Dabei wird auch hier von einer Brandeinwirkung gemäß der Einheitstemperaturkurve (ETK) nach DIN 4102, Teil 2, ausgegangen. Diese Beflammung wird als deterministische Größe angesetzt. Die Stützenummantelung wird, wie bei den in /1/ und /2/ zusammengestellten SFB-Versuchen vorhanden, als eine kastenförmige Verkleidung mit Vermiticta-Platten angesetzt, da über dieses Material und die in diesem Zusammenhang durchgeführten Versuche ausreichendes Material zur Verfügung stand. Somit konnten die rechnerisch gewonnenen Werte anhand der bei der SFB-Versuchsdurchführung gewonnenen Meßdaten überprüft werden.

Bei Stahlprofilen ist nach /3/ mit einer Temperaturdifferenz zwischen der Bauteiloberfläche und der Steg- bzw. Flanschmitte zu rechnen. Mit zunehmender Branddauer kann, insbesondere bei ummantelten Stützen, von einer gleichmäßigen Temperaturverteilung über den Stahlquerschnitt ausgegangen werden. Daher werden bei ungeschützten Stahlstützen zum Vergleich mit den rechnerischen Werten der Mittelwert aus gemessener Oberflächentemperatur und Temperatur in jeweiliger Querschnittsmitte herangezogen.

2.2 Berechnung der maßgebenden Stahltemperatur

Die Wärmemenge \dot{Q} , welche während des Zeitintervalls Δt vom Brandraum auf das Stahlprofil pro Längeneinheit der Brandeinwirkung ausgesetzten Oberfläche übertragen wird, kann durch die Beziehung (1) wiedergegeben werden

$$\dot{Q} = K \cdot F_S \cdot (T_{BR} - T_S) \cdot \Delta t \quad [\text{W/m}] \quad (1)$$

Dabei bedeuten:

K	= Wärmeübertragungskoeffizient	$[\text{W/m}^2 \text{ K}]$
T_{BR}	= Brandraumtemperatur	$[\text{K}]$
T_S	= Stahltemperatur	$[\text{K}]$
F_S	= Stahloberfläche	$[\text{m}^2]$

Dabei wird zur Erhöhung der Temperatur im Stahlprofil um ΔT_S folgende Wärmemenge erforderlich:

$$\dot{Q} = c_S \cdot \Delta T_S \cdot V_S \cdot \zeta_S \quad [\text{W/m}] \quad (2)$$

mit: c_S = spez. Wärmekapazität des Stahls $[\text{J/kg/K}]$
 ζ_S = Stahldichte = 7850 $[\text{kg/m}^3]$
 V_S = Stahlvolumen pro Längeneinheit $[\text{m}^3]$

Unter der Voraussetzung, daß eine über den Stahlquerschnitt gleichförmig verteilte Temperatur vorliegt, weiterhin eine nur eindimensionale Wärmeströmung und die Wärmekapazität einer eventuell vorhandenen Isolierungsschicht gegenüber der des Stahls vernachlässigbar klein ist, kann der Temperaturzuwachs des Stahls zu (3)

$$\Delta T_S = \frac{K}{c_S \cdot \zeta_S} \cdot \frac{F_S}{V_S} \cdot (T_{BR} - T_S) \cdot \Delta t \quad [\text{K}] \quad (3)$$

angegeben werden. Dabei entspricht das Verhältnis F_S/V_S dem Wert U/A gemäß DIN 4102, Teil 4.

Der Wärmeübertragungskoeffizient K beschreibt den Wärmeübergang aus dem Strahlungsanteil und der Konvektion der Heißgase auf das Bauteil, wobei bei ummantelten Profilen zusätzlich die vorhandene Bauteilisolation zu berücksichtigen ist. Bei ummantelten Profilen ergibt sich:

$$K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_K + \alpha_S} + \frac{d_i}{\lambda_i}} \quad [\text{W/m}^2 \text{ K}] \quad (4)$$

Mit:

$\alpha_{K,S}$ = Wärmeübertragungskoeffizienten
aus Konvektion und Strahlung $[\text{W/m}^2 \text{ K}]$

d_i = Dicke der Isolierung $[\text{m}]$

λ_i = Wärmeleitfähigkeit der Isolierung $[\text{W/m K}]$

Bei ungeschützten Bauteilen kann K wegen Wegfall des die Isolierung beschreibenden Termes zu

$$K = \alpha_K + \alpha_S \quad (5)$$

angegeben werden.

Wird (4) bzw. (5) in (3) eingesetzt, ergeben sich je nach Stützensausführung die Temperaturzuwächse ΔT je Zeiteinheit zu:

$$\Delta T_S = \frac{1}{\left(\frac{1}{\alpha_K + \alpha_S} + \frac{d_i}{\lambda_i}\right) c_S \cdot \zeta_S} \cdot \frac{U}{A} \cdot (T_{BR} - T_S) \cdot \Delta t \quad (6)$$

sowie

$$\Delta T_S = \frac{\alpha_K + \alpha_S}{c_S \cdot \zeta_S} \cdot \frac{U}{A} \cdot (T_{BR} - T_S) \cdot \Delta t \quad (7)$$

Die Wärmeübertragung auf das Bauteil infolge Konvektion kann nach /4/ und wie in (3) angesetzt durch die Beziehung (8) angenähert werden:

$$\alpha_K = (7,38 + 2,24 \cdot 10^{-3} \cdot T_{BR}) \cdot \sqrt{W} \quad [W/m^2 \text{ } ^\circ C] \quad (8)$$

mit $W = 10$ m/sec Heißgasgeschwindigkeit.

Der Strahlungsanteil des Wärmeübergangs kann vereinfachend bei Zusammenfassung des Heißgas- und Bauemissionswertes nach /5/ zu (9) angesetzt werden:

$$\alpha_S = \frac{5,77 \cdot \epsilon_r}{T_{BR} - T_S} \left[\left(\frac{T_{BR} + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_S - 273}{100} \right)^4 \right] \quad [W/m^2 \text{ } ^\circ C] \quad (9)$$

Für den resultierenden Emissionswert wird in /3/ $\epsilon_r = 0,4$, in /6/ $\epsilon_r = 0,5$ und in /7/ $\epsilon_r = 0,7$ angegeben. Da dieser Wert - wie aus anderen Untersuchungen bekannt - temperaturabhängig und bauteilabhängig ist, stellt ein solcher resultierender Wert immer nur eine Näherung dar. Je nach Einfluß dieses Strahlungsanteils - ähnliches trifft auch für den konvektiven Anteil zu - kann diese Näherung hingenommen werden, oder es müssen genauere Aussagen getroffen werden.

In Tabelle 1 sind die mit den angegebenen resultierenden Emissionswerten berechneten Stahltemperaturen denen beim Versuch an einer ungeschützten Stütze IPBv 220 gemessenen mittleren Bauteiltemperaturen gegenübergestellt.

t [min]	$T_{S,Vers}$ [° C]	$T_{S,Rech}$ [° C]		
		$\epsilon_r = 0,4$	0,5	0,7
0	20	20	20	20
5	135	137	147	168
10	363	304	330	378
15	505	457	493	553
20	633	581	617	672
25	728	674	707	749
30	780	743	769	800
35	825	794	814	835

Tabelle 1: Einfluß des resultierenden Emissionswertes ϵ_r auf die rechnerische Stahltemperatur (c_s nach Gl. (10))

Dieser Zusammenhang ist in Bild 1 noch einmal anschaulicher dargestellt.

Wie aus Bild 1 zu ersehen, wird die beste Übereinstimmung mit einem resultierenden Emissionswert $\epsilon_r = 0,5$ erreicht. Dieser Wert wird demzufolge auch bei der weiteren Berechnung stellvertretend für andere bauteil- und temperaturabhängige mögliche resultierende Werte, da auch bei der Überprüfung der Stahltemperatur anderer Stützenquerschnitte für $\epsilon_r = 0,5$ eine gute Übereinstimmung festgestellt wurde, angewandt. Bei dieser Vereinfachung ist zu bedenken, daß schon bei der Auswertung von Versuchen bei gleichen Stützenquerschnitten und gleichen Branddauern zum Teil unterschiedliche Stahltemperaturen gemessen werden.

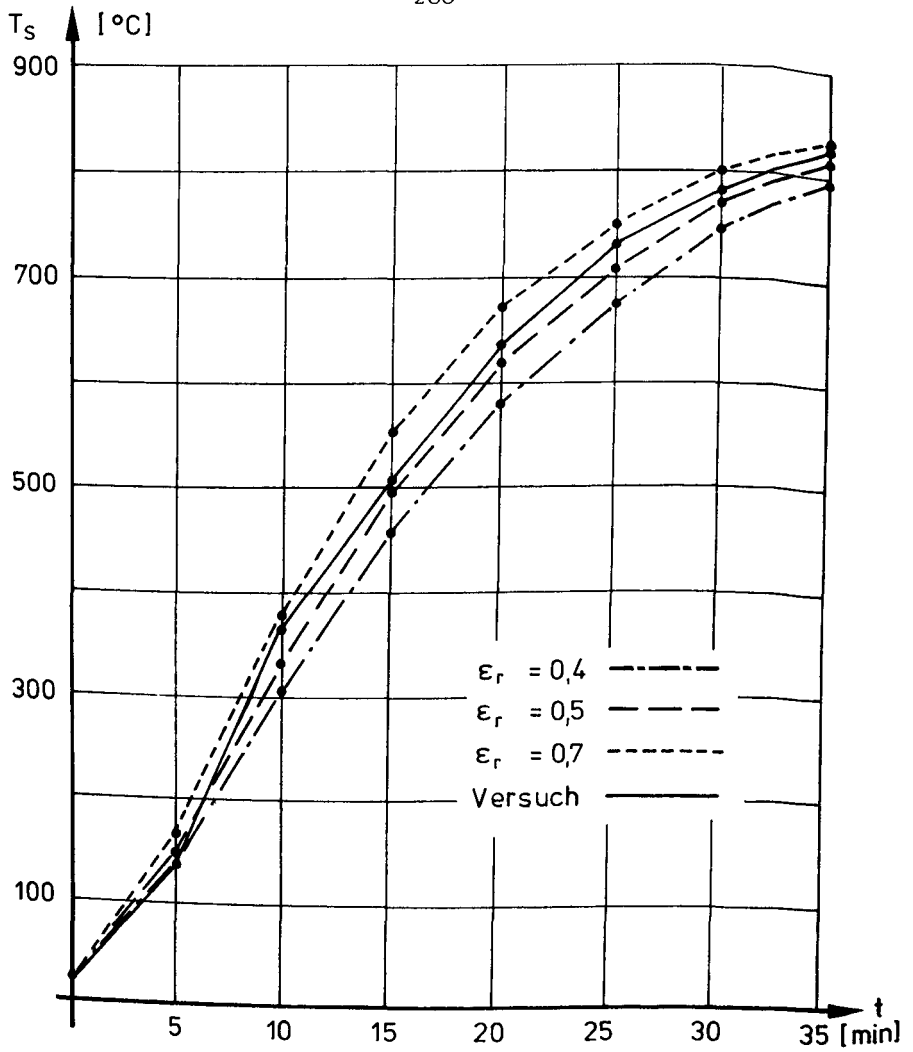


Bild 1: Vergleich der rechnerischen Stahltemperaturen bei verschiedenen resultierenden Emissionswerten (c_s nach Gl. (10))

Bezüglich der spezifischen Wärmekapazität c_S des Stahls wird z. B. in /6/ der stetige Ansatz (10)

$$c_S = 38 \cdot 10^{-5} \cdot T_S^2 + 20 \cdot 10^{-2} \cdot T_S + 470 \text{ [J/kg } ^\circ \text{C]} \quad (10)$$

angegeben sowie als Vereinfachung der konstante Wert

$$c_S = 520 \text{ [J/kg } ^\circ \text{C]}. \quad (11)$$

In /7/ werden diskrete, temperaturabhängige Werte der Wärmekapazität des Stahls bereichsweise linearisiert angegeben.

$$c_S = \left\{ \begin{array}{ll} 482,0 & T_S < 100 \text{ } ^\circ \text{C} \\ 442,0 + 0,40 \cdot T_S & 100 \text{ } ^\circ \text{C} \leq T_S < 200 \text{ } ^\circ \text{C} \\ 440,0 + 0,39 \cdot T_S & 200 \text{ } ^\circ \text{C} \leq T_S < 400 \text{ } ^\circ \text{C} \\ 436,0 + 0,41 \cdot T_S & 400 \text{ } ^\circ \text{C} \leq T_S < 600 \text{ } ^\circ \text{C} \\ 604,0 + 0,13 \cdot T_S & T_S \geq 600 \text{ } ^\circ \text{C} \end{array} \right\} \text{ [J/kg } ^\circ \text{C]} \quad (12)$$

Bild 2 zeigt die unterschiedlichen Verläufe in Abhängigkeit von der jeweiligen Stahltemperatur.

Analog zu den Untersuchungen zur Bestimmung des rechnerischen Wertes der Gesamtemissivität wurden auch für die unter (10) - (12) angegebenen Verläufe der spezifischen Wärmekapazität c_S eine Vergleichsuntersuchung zur Bestimmung des Einflusses auf die Stahltemperatur durchgeführt. Die sich rechnerisch ergebenden Stahltemperaturen sind in Tabelle 2 angegeben und in Bild 3 zur besseren Anschaulichkeit aufgetragen. Diese Werte wurden mit $\varepsilon_r = 0,5$ bestimmt.

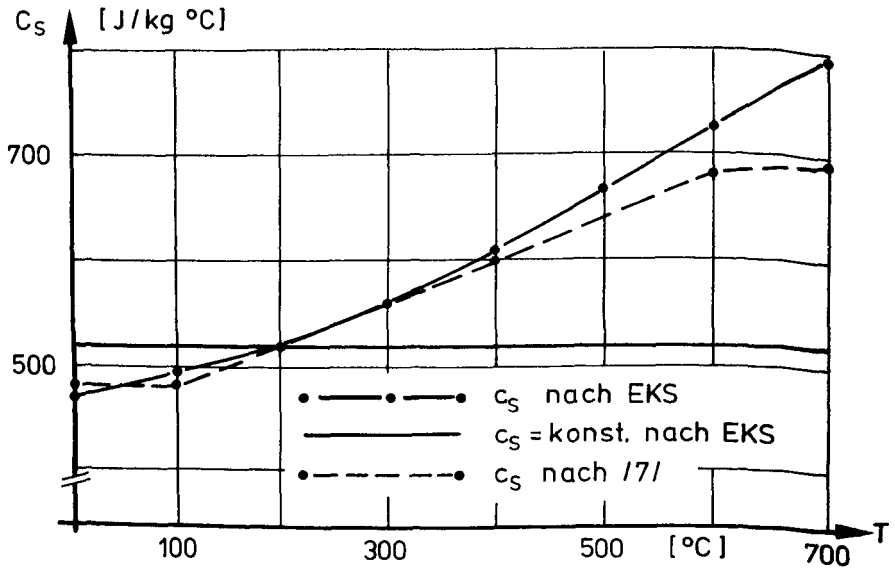


Bild 2: Temperaturabhängiger Verlauf der spez. Wärmekapazität des Stahls nach /6/ und /7/

t	$T_{S, \text{Vers}}$	$T_{S, \text{Rech}} [^\circ\text{C}]$		
		nach (10)	nach (11)	nach (12)
[min]	[$^\circ\text{C}$]			
0	20	20	20	20
5	135	147	140	148
10	363	330	330	332
15	505	493	517	496
20	633	617	661	625
25	728	707	753	718
30	780	769	808	782
35	825	814	843	826

Tabelle 2: Einfluß von c_s nach (10) - (12) auf die rechnerische Stahltemperatur ($\epsilon_r = 0,5$); Profil IPBv 220

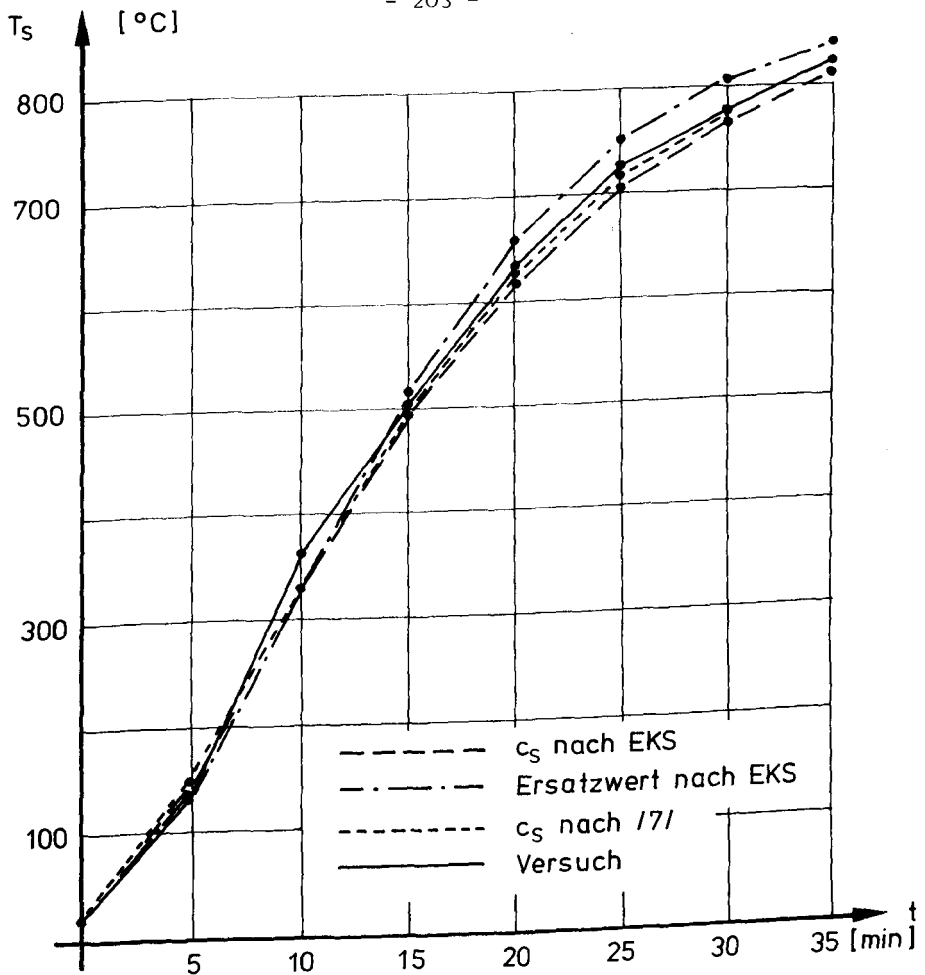


Bild 3: Einfluß von c_s nach (10) - (12) auf die rechnerische Stahltemperatur ($\epsilon_r = 0,5$); Profil IPBv 220

Wie aus den angegebenen Werten zu ersehen, erhält man für diesen Fall mit den Werten nach (10) eine bessere Anpassung an die Versuchswerte; weitere durchgeführte Versuchsnachrechnungen, welche hier aus Platzgründen nicht mit wiedergegeben werden sollen, zeigten, daß bei Stahlprofilen IPB 120 und IPB₁ 220 mit den Werten für c_s nach (12) bessere Versuchsanpassungen zu erzielen waren. Da, wie hier gezeigt, der Un-

terschied zwischen den rechnerischen Werten nach (10) und (12) nicht von ausschlaggebender Bedeutung ist, wird im folgenden der Ansatz für c_s nach (12) weiter verwendet.

2.2.1 Stahltemperaturen unbedeckter Stützen

Auf der Grundlage des Ansatzes (6) und der angegebenen Werte zur Gesamtemissivität sowie der spez. Wärmekapazität des Stahles lassen sich die in /3/ angegebenen Werte der mittleren Stahltemperatur, welche bei den Versuchsdurchführungen im Rahmen des SFB 148 ermittelt wurden, rechnerisch nachvollziehen. In der folgenden Tabelle 3 a und 3 b sind die entsprechenden rechnerischen Werte im Vergleich zu den Versuchswerten für einige der am häufigsten verwendeten Profile angegeben. Zur besseren Anschaulichkeit wurden die entsprechenden Werte noch einmal in Bild 4 aufgetragen.

Als Versuchswerte werden, wie schon erwähnt, die Mittelwerte aus der an der Bauteiloberfläche und der im Bauteilinneren gemessenen Stahltemperaturen bezeichnet. Beim Vergleich der in /3/ gemessenen Werte ist festzustellen, daß sich für ein Profil IPB 120 und ein Profil IPB₁ 220 kein nennenswerter Unterschied bei den gemessenen Stahltemperaturen ergibt, was sich auch rechnerisch wegen $U/A \approx 201$ bei IPB 120 und $U/A \approx 196$ bei IPB₁ 220 nachvollziehen läßt. Vereinfachend wurde daher für beide Profile der Mittelwert der rechnerischen Stahltemperaturen in Bild 4 aufgetragen.

Wie aus Bild 4 zu ersehen, ergibt sich mit den zuvor definierten rechnerischen Größen eine gute Übereinstimmung zwischen den rechnerischen Stahltemperaturen und den Versuchswerten. In der Anfangsphase liegen zwar noch etwas größere Abweichungen vor, was jedoch durch das Aufheizverhalten des Brandraums zu erklären ist und vom verwendeten Rechenmodell nicht mit erfaßt werden kann. Bei zunehmender Branddauer ergeben sich Abweichungen von der gemessenen Stahltemperatur

t [min]	$T_{S,Vers} [^{\circ}C]$			$T_{S,Rech} [^{\circ}C]$			T_S [$^{\circ}C$]
	Oberfl.	Bauteil	Mittelw.	IPB 120	IPB ₁ 220	Mittelw.	
0	20	20	20	20	20	20	0
5	235	180	207,5	271	266	268,5	+ 60,5
10	500	465	482,5	525	520	522,5	+ 39,5
15	680	680	680	669	665	667	- 13
20	750	750	750	745	743	744	- 6
25	780	780	780	791	790	790,5	+ 10,5
30	820	820	820	825	824	824,5	+ 4,5
35	840	840	840	851	851	851	+ 11

Tabelle 3 a: Stahltemperaturen IPB 120 und IPB₁ 220 ungeschützt

t [min]	$T_{S,Vers} [^{\circ}C]$			$T_{S,Rech} [^{\circ}C]$	T_S [$^{\circ}C$]
	Oberfl.	Bauteil	Mittelw.	IPB _v 220	
0	20	20	20	20	0
5	150	120	135	147	+ 12
10	350	275	362,5	330	- 32,5
15	530	480	505	493	- 12
20	645	620	632,5	617	- 15,5
25	730	725	727,5	707	- 20,5
30	780	780	780	769	- 11
35	825	825	825	814	- 11

Tabelle 3 b: Stahltemperatur IPB_v 220 ungeschützt

in der Größenordnung von $10 - 20^{\circ}\text{C}$, bezogen auf die jeweilige Stahltemperatur kleiner als 5 %.

Unter Berücksichtigung der sich bei der Temperaturmessung ohnehin ergebenden Streuungen, der notwendigerweise vorgenommenen Mittelungen, der anderen streuenden Einflußgrößen und der niemals exakt nachgefahrenen Einheitstemperaturkurve im Brandraum kann das angegebene Temperaturmodell für den vorliegenden Verwendungszweck als ausreichend genau bezeichnet werden.

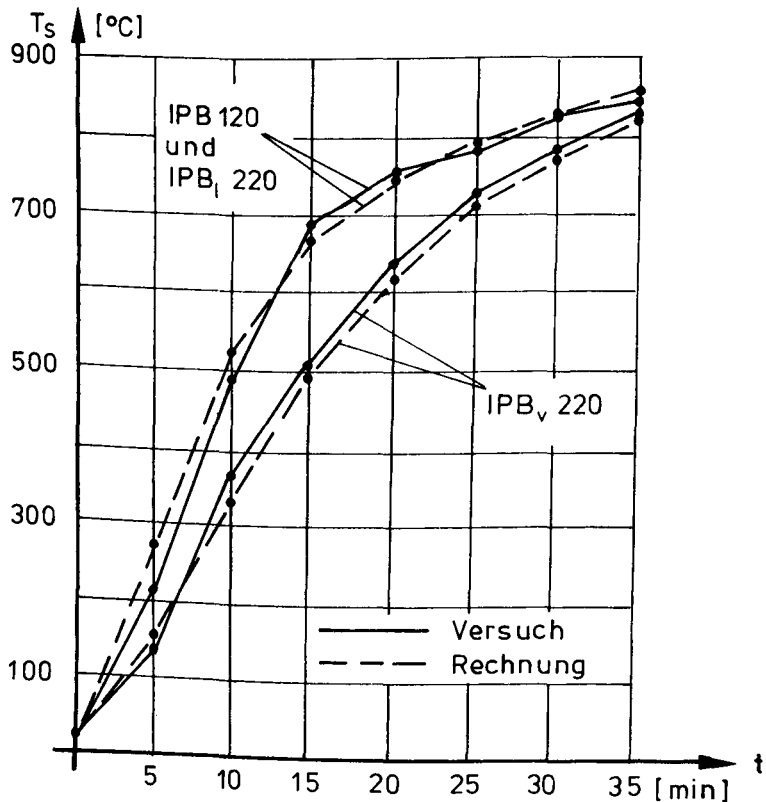


Bild 4: Vergleich der gemessenen Stahltemperaturen mit den rechnerischen Werten

2.2.2 Stahltemperaturen bekleideter Stützen

Zur Berücksichtigung einer vorhandenen Stützenbekleidung und zur Nachrechnung der entsprechenden in /1/ - /3/ beschriebenen Stützenversuche wurden die von der Herstellerfirma angegebenen (Vermitecta) Wärmeleitfähigkeiten des Bekleidungsmaterials angesetzt. Diese sind in der Tabelle 4 angegeben.

$T_m [^{\circ}C]$	0	100	200	300	400	500	600	700	800
$\lambda_i [W/m^2 \cdot ^{\circ}C]$	0,128	0,140	0,151	0,174	0,186	0,198	0,209	0,221	0,244

Tabelle 4: Wärmeleitfähigkeit von Vermitecta lt. Herstellerangabe (unveröffentlicht)

Damit ist die in dem Berechnungsansatz nach (6) eingehende Wärmeleitfähigkeit des Isolierungsmaterials eine temperaturabhängige Größe, und die Berechnung der Stahltemperatur kann nur noch auf iterativem Weg erfolgen. Analog zu /8/ wird dabei bei jedem Zeitschritt aus der Stahltemperatur und der Oberflächentemperatur der Isolierung unter der Annahme eines linearen Temperaturgradienten in der Isolierung die mittlere Temperatur in der Bekleidung zurückgerechnet. Dieser Iterationsprozeß wäre z. B. bei einer Brandeinwirkungsdauer von 60 min und gewählten Zeitinkrementen von 30 sec 120mal durchzuführen. Diese Vorgehensweise ist bei der Einzelberechnung einer Stütze ohne Belang; bei den später hinzukommenden und noch zu erläuternden Iterationsprozessen zur Bestimmung der Stützentraglast und der Versagenswahrscheinlichkeit müßte dieser Iterationsprozeß um ein Vielfaches dieser angegebenen Zahl durchlaufen werden, was aus rechen- und rechenzeittechnischen Gründen dann nicht mehr hinzunehmen ist. Mit Hinblick auf die Vielzahl der zu berücksichtigenden Parameter bietet sich der oft vorgenommene Ansatz für die maßgebende Bekleidungstemperatur

$$T_{iso} = 1,45 T_S \quad (13)$$

an. Wie die folgenden Abbildungen zeigen, lassen sich mit diesem Ansatz, wie später gezeigt wird, durchaus befriedigende Ergebnisse erzielen.

Zu untersuchen ist noch, ob bei der Berücksichtigung der Stützenbekleidung - wie in /6/ angegeben - zwischen leichter und schwerer Bekleidung zu unterscheiden ist, da sonst die Stahltemperatur nicht nach Gleichung (6), sondern nach (14) zu ermitteln wäre.

$$\Delta T_S = \frac{1}{\left(\frac{1}{\alpha_K + \alpha_S}\right) c_S \cdot \zeta_S} \cdot \frac{U}{A} \cdot \frac{1}{1+\xi} (T_{BR} - T_S) \cdot \Delta t - \frac{\Delta T_{BR}}{1+1/\xi} \quad (14)$$

$$\text{mit } \xi = \frac{c_i \cdot d_i \cdot \zeta_i \cdot U}{2 c_S \cdot \zeta_S \cdot A}$$

Dabei bedeuten:

ΔT_{BR} = Zuwachs der Brandraumtemperatur
im Zeitintervall Δt [° C]

c_i = spez. Wärmekapazität der Verkleidung [J/kg ° C]

ζ_i = spez. Gewicht der Verkleidung [kg/m³]

Danach liegt eine schwere Bekleidung vor, wenn (15)

$$\frac{c_S \cdot \zeta_S}{2 c_i \cdot \zeta_i \cdot d_i} < \frac{U}{A} \quad (15)$$

erfüllt ist. Mit dem vorliegenden Material ergibt eine unter ungünstigen Annahmen vorgenommene Abschätzung:

$$\begin{aligned}\zeta_S &= 7850 \text{ kg/m}^3 & c_S &\cong 800 \text{ J/kg}^\circ \text{C} \\ d_i &= 0,02 \text{ m} & c_i &\cong 200 \text{ J/kg}^\circ \text{C} \\ \zeta_i &\cong 400 \text{ J/kg}^\circ \text{C}\end{aligned}$$

$$\frac{c_S \cdot \zeta_S}{2 \cdot c_i \cdot \zeta_i \cdot d_i} = \frac{800 \cdot 7850}{200 \cdot 400 \cdot 0,02} = \underset{=====}{3925 \text{ m}^{-1}}$$

Bei den gebräuchlichen Profilen des Stahlbaus ergeben sich jedoch U/A-Werte im Bereich von $\sim 200 \text{ m}^{-1}$; damit kann für die später durchzuführenden Untersuchungen von einer uneingeschränkten Gültigkeit des Ansatzes (6) ausgegangen werden.

Die auf der Grundlage dieser somit getroffenen Annahmen ermittelten Stahltemperaturen für ummantelte Stützen im Vergleich zu den im Versuch ermittelten Stahltemperaturen sind in Tabelle 5 angegeben. Zur besseren Übersichtlichkeit wurden diese Zahlenwerte noch einmal auf den Bildern A 1 - A 5 aufgetragen und in den Anhang aufgenommen, wobei jeweils der noch als zulässig erachtete Toleranzbereich von $\pm 5 \%$ Versuchsstahltemperatur mit eingezeichnet wurde.

Wie aus Tabelle 5 und aus den Bildern A 1 - A 5 zu ersehen, ergeben sich auf der Basis der hier getroffenen Annahmen und des angegebenen Temperaturmodells zufriedenstellende Ergebnisse, so daß auf dieser Grundlage die weiteren Berechnungen durchgeführt werden können.

Brand- dauer t [min]	Stahltemperatur T _S [° C]																
	IPB _v 220			IPB _v 120			IPB _v 100			IPB 240			IPB 120				
	Vers	Rechn	ΔT _S	Vers	Rechn	ΔT _S	Vers*	Rechn	ΔT _S	Vers	Rechn	ΔT _S	Vers	Rechn	ΔT _S	Rechn**	ΔT _S
0	22	22	0	22	22	0	17	17	0	20	20	0	21	21	0	21	0
10	38	45	+ 7	47	52	+ 5	45	34	- 11	54	56	+ 2	50	75	+ 25	69	+ 19
20	76	80	+ 4	99	96	- 3	99	100	+ 1	100	106	+ 6	113	153	+ 40	136	+ 23
30	111	119	+ 8	157	145	- 12	158	154	- 4	168	165	- 3	207	251	+ 44	222	+ 15
40	160	163	+ 3	224	206	- 18	234	219	- 15	244	234	- 10	302	346	+ 44	310	+ 8
50	209	214	+ 5	289	269	- 20	309	285	- 24	316	302	- 14	396	433	+ 37	392	- 4
60	258	266	+ 8	350	330	- 20	380	347	- 33	384	368	- 16	457	511	+ 54	450	- 7
70	306	316	+ 10	407	387	- 20	444	407	- 37	447	429	- 18	520	583	+ 63	535	+ 15
80	353	365	+ 12	457	442	- 15	501	463	- 38	505	486	- 19	-	-	-	-	-
90	399	411	+ 12	503	493	- 10	553	515	- 38	547	541	- 6	-	-	-	-	-
100	441	456	+ 15	545	542	- 3	599	565	- 34	-	-	-	-	-	-	-	-
110	481	498	+ 17	584	589	+ 5	642	613	- 29	-	-	-	-	-	-	-	-
120	519	539	+ 20	-	-	-	682	658	- 23	-	-	-	-	-	-	-	-

*) Mittelwert aus zwei Versuchsreihen

**) Rechnung mit 2,2 cm VERMITECTA

Tabelle 5: Stahltemperaturen kastenförmig ummantelter Stützen (2,0 cm VERMITECTA)

3. Beschreibung des Traglastmodells

3.1 Allgemeines

Zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Bauteils mit dem in Abschnitt I angegebenen Verfahren wird ein Rechenmodell benötigt, welches es gestattet, die Traglast einer Stütze zu einem vorgegebenen Zeitpunkt oder zu einer vorgegebenen Stahltemperatur mit einer reproduzierbaren Genauigkeit zu bestimmen, die die Ermittlung von numerischen Ableitungen dG/dx_i (G = Traglastfunktion; x_i = Basisvariable) erlaubt. Außerdem muß dieses Modell numerisch ausreichend stabil sein, um bei der iterativen Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit ein gutes Konvergenzverhalten zu erzeugen. Dabei wird vereinfachend diejenige Normalkraft als Traglast bezeichnet, unter der bei vorgegebener Lastexzentrizität und Branddauer gerade noch kein Materialversagen (d. h. Durchplastifizieren des Querschnitts) oder Stabilitätsversagen (keine Konvergenz bei der Gleichgewichtsiteration) eintritt.

Als statisches Ersatzsystem wird der in Bild 5 dargestellte Ersatzstab gewählt, wobei unter Ausnutzung der Symmetrie die Berechnung nur am halben System erfolgt.

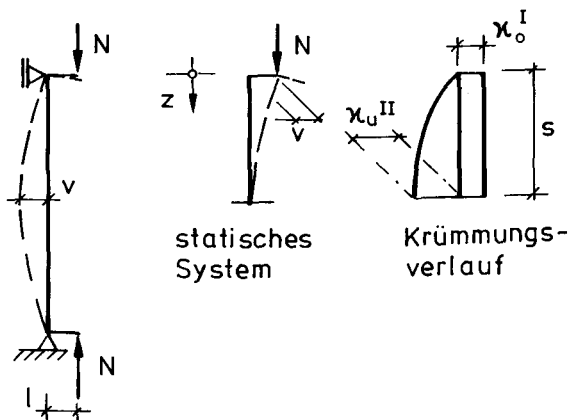


Bild 5: Ersatzstab und stat. System

Dieses System wurde unabhängig von Prüfvorschriften oder evtl. Einbauzuständen von Stützen im Bauwerk gewählt; es dient in der hier verwendeten Form lediglich zu Vergleichszwecken bei der Berechnung des vorhandenen Sicherheitsniveaus. Dabei wird eine zwängungsfreie Lagerung der Stabenden vorausgesetzt.

Die Nachrechnung der vorhandenen Versuchsstützen (vgl. Abschnitt 3.2 und 3.3) erfolgte zunächst mit einem "genauen" Modell. Dabei wurde die Stütze in Längsrichtung in fünf Einzelelemente mit jeweils linearem Krümmungsansatz zwischen den Elementgrenzen eingeteilt (vgl. auch Abschnitt II). Zur Traglastberechnung sind nun für jede Laststufe die Ausbiegungsordinaten und damit der Momentenzuwachs an Grenzen der Einzelelemente zu bestimmen. Dies beinhaltet die Spannungsintegration über den Stützenquerschnitt, wobei der in Bild 6 dargestellte diskretisierte Querschnitt zugrunde gelegt wird. Auf die numerischen Methoden zur Spannungsintegration über den Stahlquerschnitt sowie die numerischen Methoden zur Berechnung der Grenzmomente bei vorgegebener Normalkraft soll in diesem Abschnitt nicht noch einmal eingegangen werden, da sie in Abschnitt II schon beschrieben wurden. Diese Methoden wurden bei der Behandlung der Stahlquerschnitte analog angewandt.

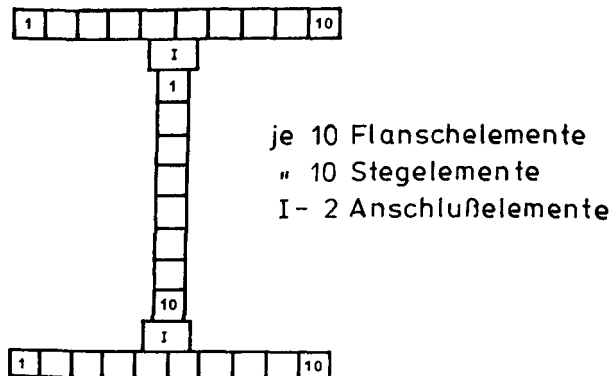


Bild 6: Diskretisierung des Stahlquerschnitts

Als temperaturabhängiges Spannungs-Dehnungsgesetz des Stahls wurden die in Bild 7 angegebenen und /2/ entnommenen Beziehungen verwendet. Die Berechnung erfolgt programmgesteuert durch die Vorgabe des E-Moduls, der Stahlfließspannung (beides bei $T = 20^{\circ}\text{C}$) sowie der jeweiligen Stahltemperatur.

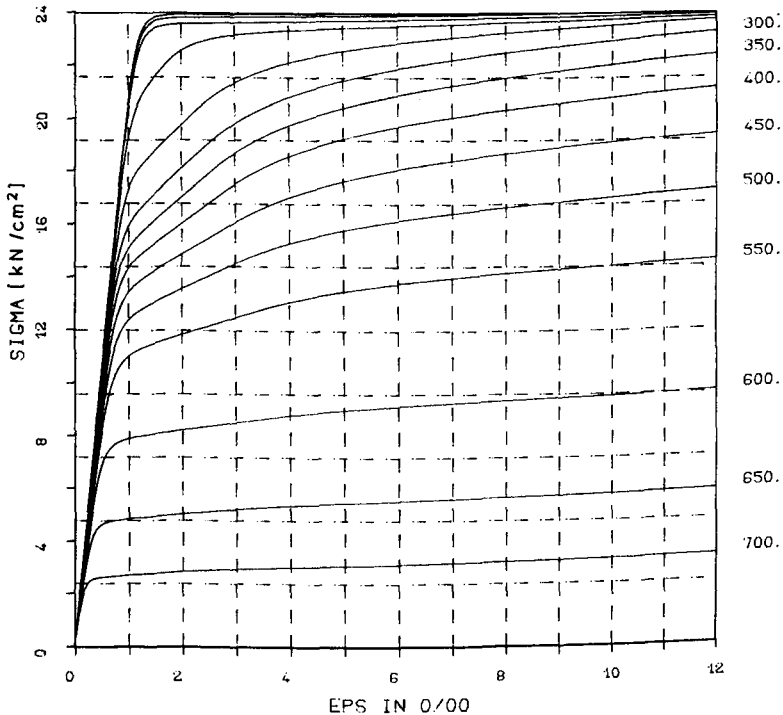


Bild 7: Temperaturabhängiges Spannungs-Dehnungsgesetz des Baustahls

Desweiteren haben die Untersuchungen in /1/ und /2/ gezeigt, daß die im Stahlquerschnitt vorhandenen Eigenspannungen einen nicht unerheblichen Einfluß auf die rechnerische Traglastermittlung ausüben. Dabei wird der in Bild 8 dargestellte

Verlauf zugrunde gelegt. Die angegebenen Spannungswerte in den Flanschen und am Steganschluß beziehen sich auf die Fließspannung ($\beta_{s,o}$) bei $t = 20^\circ \text{C}$; die Mittenordinate im Steg ist aus der Gleichgewichtsbedingung $\Sigma \sigma = 0$ zu ermitteln. Dabei wird der Spannungsverlauf über die Flansche und den Steg parabelförmig angenommen.

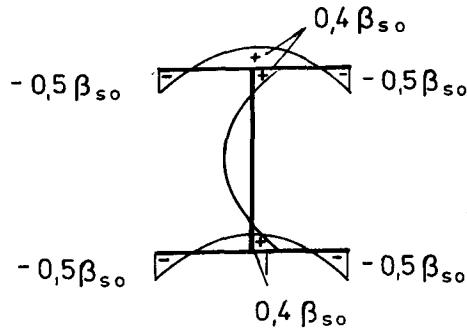


Bild 8: Prinzipielle Verteilung der Eigenspannungen über den Stahlquerschnitt

Mit den zuvor genannten Grundlagen wurden die in /1/, /2/ und /3/ zusammengestellten und beschriebenen Versuche von bekleideten und unbekleideten Stahlstützen rechnerisch nachvollzogen. Alle Nachrechnungen beschränken sich auf Knickrichtung senkrecht zur "starken Achse". Dabei wird außerdem die vor dem Versuch festgestellte, d. h. tatsächlich vorhandene Fließspannung des Stahls bei Raumtemperatur zugrunde gelegt, um eine wirklichkeitsnahe Versuchsnachrechnung zu gewährleisten.

Da sich, wie schon erwähnt, eine genaue, d. h. unter Berücksichtigung der Längsdiskretisierung der Stütze vorgenommene numerische Berechnung der Stützen wegen der später durchzuführenden Vielzahl von Stützenberechnungen wesentlich als zu zeitaufwendig erwies, wurde versucht, den Krümmungsverlauf

längs der Stützenachse analytisch vorzugeben. Damit werden bei der iterativen Berechnung sämtliche Ermittlungen der Momenten-Krümmungsbeziehung eingespart und die Rechnung wesentlich beschleunigt. Als numerisch brauchbarste Lösung hat sich auch der schon in Abschnitt II angegebene Ansatz (16) mit den Bezeichnungen nach Bild 5 erwiesen.

$$\kappa(z) = (\kappa_u^{II} - \kappa_o^I) \cdot (2 \cdot (\frac{z}{S}) - (\frac{z}{S})^{1,5}) \quad (16)$$

Nach Integration über die Stützenlänge s kann dann die Kopfverschiebung v zu

$$v = -s^2 [0,381 \kappa_u^{II} + 0,119 \kappa_o^I] \quad (17)$$

angegeben werden. Da die rechnerischen Abweichungen zwischen der auf der Grundlage dieser Näherung gewonnenen Stützentraglasten und der "genauen" Lösung sich als sehr gering erwiesen, wurde auf eine zeichnerische Darstellung oder auf eine tabellarische Angabe verzichtet. Bei einer zeichnerischen Darstellung liegen die Bezugspunkte im Rahmen der Zeichengenauigkeit alle auf der 45-Grad-Geraden. Die bei den späteren Tabellen 7 und 8 angegebenen Rückrechnungen der Versuchstraglast bei vorgegebener Temperatur beziehen sich auf das angegebene Näherungsmodell.

Da, wie auf Bild 5 angegeben, eine zwängungsfreie Lagerung der Stützen angenommen und weiterhin von einer gleichmäßigen Stahltemperatur über den Querschnitt ausgegangen wird, kann auf die Berücksichtigung der thermischen Dehnung des Stahls verzichtet werden. Die Berücksichtigung der thermischen Dehnung würde für den vorliegenden Fall nur zu einer geringen Verlängerung der Stütze führen, was jedoch auf die Stützentraglast rechnerisch ohne Belang ist.

Die Versuchsnachrechnungen wurden für folgende Kriterien durchgeführt:

- a) Versagenszeitpunkt - Ermittlung erfolgt in Zeitschritten von jeweils 5 min, bis rechnerisch kein Gleichgewicht mehr möglich ist. Danach wird, ausgehend von der letzten Gleichgewichtslage, die Rechnung in Zeitintervallen von jeweils 0,5 min durchgeführt; d. h., der Versagenszeitpunkt wird auf 0,5 min genau ermittelt.
- b) Versagenstemperatur - Rechnung analog a); dabei ist zu berücksichtigen, daß die lt. Versuchsbericht angegebene Versagenstemperatur eine Mittelung von Temperaturmessungen mit Thermoelementen an verschiedenen Stellen des Stützenquerschnitts darstellt.
- c) Zur Überprüfung des Traglastmodells wurde weiterhin die versuchsmäßig aufgebrachte Stützennormalkraft iterativ auf $\pm 0,5$ kN genau berechnet. Hier wurde, um die Versuchsnachrechnung zunächst vom in Abschnitt 2 beschriebenen Temperaturmodell zu entkoppeln, die im Versuch ermittelte Versagenstemperatur vorgegeben. Diese Nachrechnungen dienten somit nur der Überprüfung der Traglastiteration und des angesetzten Materialgesetzes.

3.2 Versuchsnachrechnungen - unbekleideter Stahlstützen

Das beschriebene Temperatur- und Traglastmodell wurde mittels der in Tabelle 7 zusammengestellten und /1/ und /3/ entnommenen Versuchsergebnisse überprüft. Damit stehen nur 10 unter definierten Randbedingungen gewonnene Versuchsergebnisse an unbekleideten Stahlstützen zur Verfügung, wobei im Versuch 1 (1/I) die Brandraumtemperatur unterhalb der ETK lag und somit dieser Versuch nur bei der Nachrechnung der Stützentraglast bei vorgegebener Temperatur herangezogen werden kann. Desweiteren konnten die in /1/ angeführten Versuche 12/II und 13/II nicht verwendet werden, da bei diesen Versuchen ein vorzeitiges Stützenversagen infolge Biegedrillknicken eintrat.

Bei Versuchen ohne planmäßige Lastexzentrizität (Versuch 3) wurde eine rechnerische Lastausmitte von $v = s_k/1000$ zur Erfassung von Nichtlinearitäten der Stützengeometrie und zur Induzierung von Stützensausbiegungen vorgegeben.

Zur besseren Veranschaulichung der mit den entwickelten Modellen zu erreichenden Genauigkeit wurden die Ergebnisse der Tabelle 7 in den Bildern 9, 10 und 11 dargestellt.

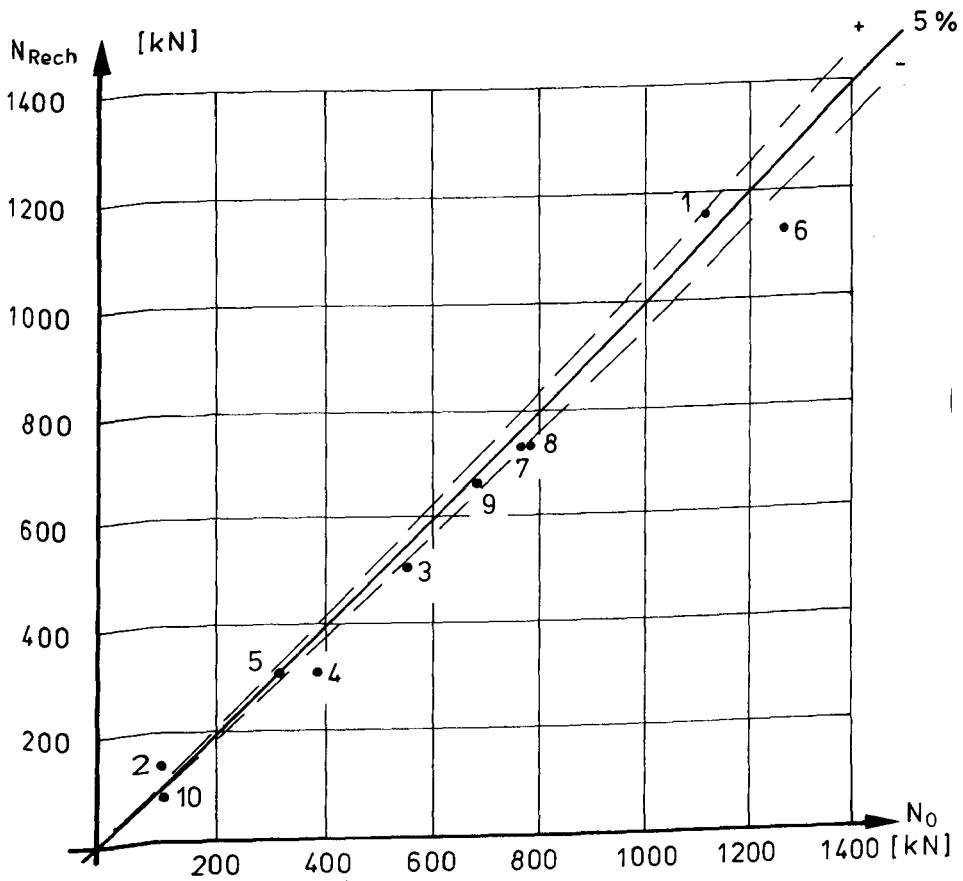


Bild 9: Vergleich der Traglast unbedeiteter Stützen
(zwischen Rechnung und Versuch)

Lfd. Nr.	Versuchs- Nr. lt. /1/ u. /2/	Profil	l [cm]	N ₀ [kN]	e ₀ [cm]	β_{so} [kN/cm ²]	Versuch		Nachrechnung der Versagenszeit				Rückrechnung der Traglast	
							t _{u,v} [min]	T _{u,v} [° C]	t _{u,Rech} [min]	$\frac{t_{u,Rech}}{t_{u,Vers}}$	T _{u,Rech} [° C]	$\frac{T_{u,Rech}}{T_{u,Vers}}$	N _{Rech} [kN]	$\frac{N_{Rech}}{N_{Vers}}$
1*	1/I	IPB _v 220	580	1118,0	4,9	26,86	23,5	530	-	-	-	-	1159	1,037
2	2/I	IPB 120	580	103,0	4,5	25,65	11,0	555	11,0	1,000	563	1,014	139	1,350
3	1/II	IPB 220	380	551,6	10,2	24,29	9,5	550	12,0	1,263	513	0,933	502	0,909
4	4/II	IPB 220	380	386,4	10,2	24,23	12,5	610	12,5	1,000	530	0,869	312	0,808
5	3	IPB 120	380	317,8	0,0**	25,65	12,0	560	12,5	1,042	605	1,080	313	0,984
6	4	IPB _v 220	380	1267,5	1,2	26,86	18,0	600	16,0	0,889	520	0,867	1123	0,886
7	5	IPB 220	380	767,1	1,2	26,13	14,5	590	14,5	1,000	590	1,000	729	0,950
8	6	IPB _l 220	380	783,8	1,2	30,92	11,5	560	11,0	0,957	556	1,007	732	0,934
9	7	IPB _v 220	480	681,8	1,4	26,86	20,5	650	22,0	1,073	656	1,009	664	0,974
10	8	IPB 120	480	105,0	1,2	25,65	15,0	685	15,0	1,000	669	0,977	81	0,771

 $\bar{x}=1,025$ $\sigma=0,103$ $\bar{x}=0,973$ $\sigma=0,071$ $\bar{x}=0,960$ $\sigma=0,159$

*) Brandraumtemperatur unterhalb ETK

**) 1/1000 als ungewollte Ausmitte berücksichtigt

Tabelle 7: Ergebnisse der Nachrechnung von unbedeckten Stahlstützen

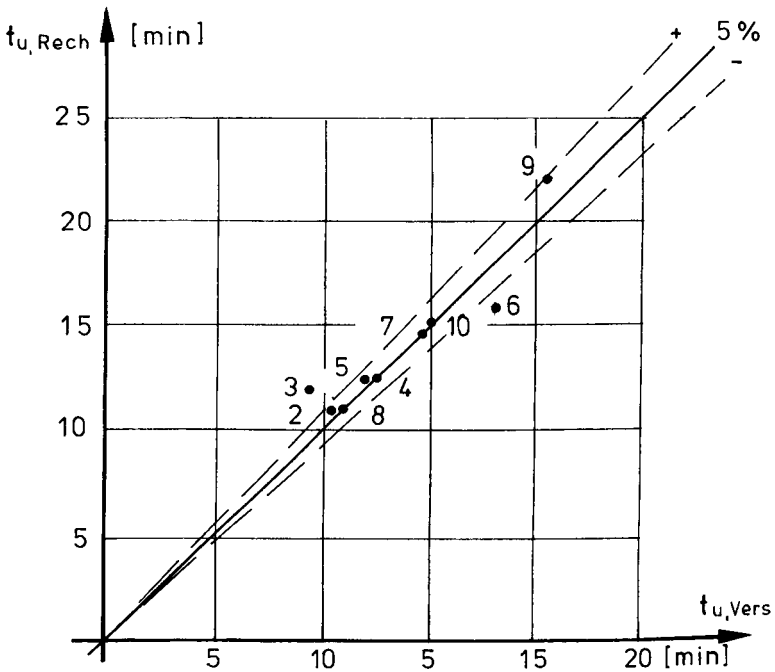


Bild 10: Vergleich des Versagenszeitpunktes unbekleideter Stützen (zwischen Rechnung und Versuch)

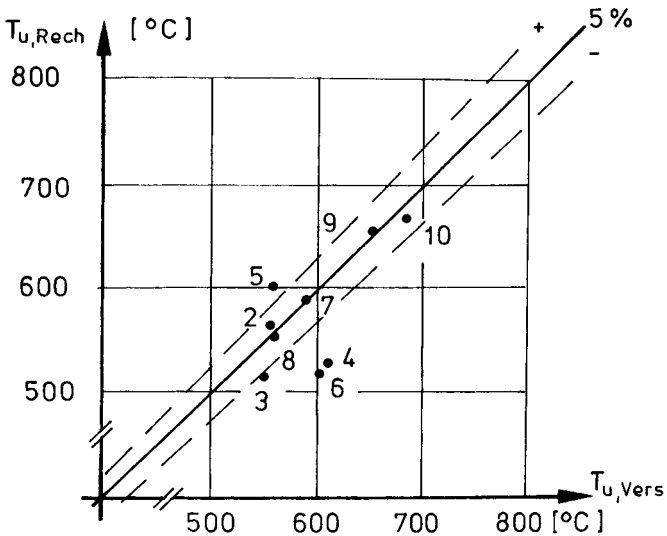


Bild 11: Vergleich der Versagenstemperatur unbekleideter Stützen (zwischen Rechnung und Versuch)

Betrachtet man die auf dieser Grundlage erzielten Ergebnisse, so zeigt sich eine für unbekleidete Stahlstützen zufriedenstellende Übereinstimmung der Versuchswerte mit den rechnerischen Ergebnissen. Dabei sollte bedacht werden, daß es sich bei diesen Versuchsnachrechnungen um Versagenszeitpunkte im Bereich von 9,5 - 23,5 min handelt, wobei sich dann eine rechnerisch durchaus zufriedenstellende Abweichung von nur 1 - 2 min in einem prozentualen Fehler von ca. 10 % niederschlägt. Vergleicht man weiterhin Versuch 4, bei dem eine Versagenstemperatur von 610°C bei 12,5 min Branddauer gemessen wurde, mit Versuch 7 (Versagenstemperatur 590°C bei einer Branddauer von 14,5 min bei gleichem Profil), dann macht dies deutlich, in welcher Größenordnung unvermeidliche Versuchsstreuungen das Ergebnis noch beeinflussen.

Da der mittlere Fehler bezüglich des Versagenszeitpunktes nur + 2,5 %, der Versagenstemperatur - 2,7 % und der Traglast nur - 4 % beträgt, kann das vorgestellte Modell für die weitere Bearbeitung verwendet werden.

3.3 Versuchsnachrechnungen - bekleideter Stahlstützen

Zur Versuchsnachrechnung von bekleideten Stahlstützen wurden 37 unter definierten Randbedingungen ermittelte Versuchsergebnisse herangezogen (siehe /2/ und /3/). Analog zu den Versuchen an unbekleideten Stahlstützen sind die Eingangsdaten in der Tabelle 8 zusammengestellt, so daß sich eine weitere Erläuterung erübrigt. Die Stützenbekleidung bestand bei allen Versuchen aus 2,0 cm starken Vermitecta-Platten.

Die zeichnerische Darstellung der rechnerisch gewonnenen Ergebnisse erfolgt auf den Bildern 12, 13 und 14.

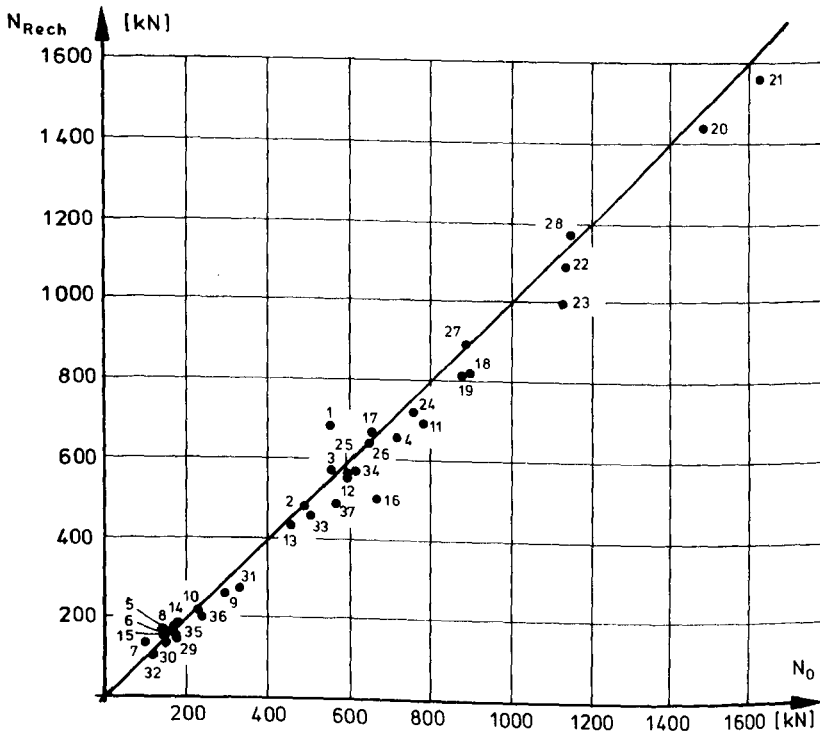


Bild 12: Vergleich der Traglast bekleideter Stützen
(zwischen Rechnung und Versuch)

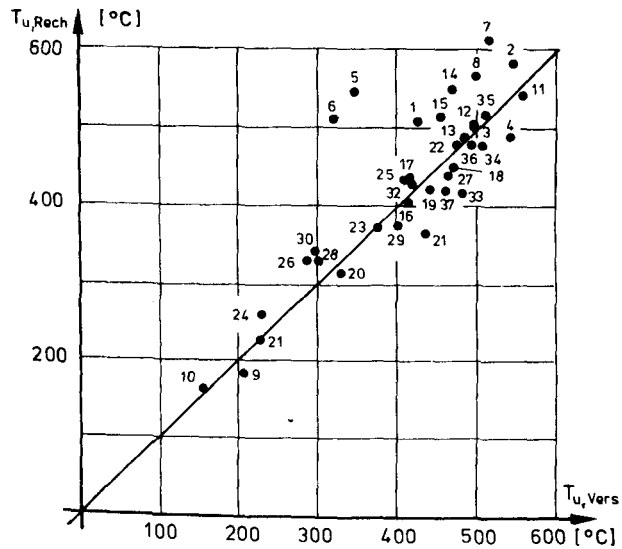


Bild 13: Vergleich der Versagenstemperatur bekleideter Stützen (zwischen Rechnung und Versuch)

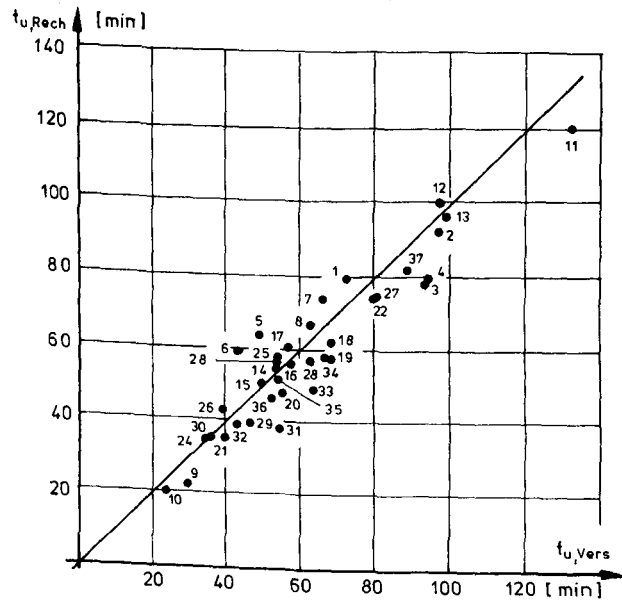


Bild 14: Vergleich des Versagenszeitpunktes bekleideter Stützen (zwischen Rechnung und Versuch)

Auch bei der Nachrechnung dieser Versuchsergebnisse zeigen sich neben zum Teil sehr guter Übereinstimmung einige Versuchsergebnisse, die sich jeder rechnerischen Nachvollziehbarkeit entziehen. Dies ist z. B. bei den Stützen lfd. Nr. 5 und 6 der Fall. Bei diesen Versuchsstützen ergeben sich bezüglich der Versagenszeit und Versagenstemperatur Abweichungen bis zu 55 %. Der genaue Grund dieser Abweichungen kann nicht geklärt werden; diese Versuche sind auch in den Nachrechnungen in /1/ nicht genauer nachvollziehbar gewesen.

Betrachtet man jedoch die Fehlersumme der Nachrechnungen aller Versuchsergebnisse, dann ergeben sich für den Versagenszeitpunkt durchschnittliche Abweichungen von - 3,2 %, für die Versagenstemperatur von + 4,1 % sowie für die Traglast von - 1,6 %.

Somit liegt auch für bekleidete Stahlstützen ein durchaus zufriedenstellendes Traglastmodell vor, welches für die weitere Bearbeitung verwendet werden kann.

Lfd. Nr.	Versuchs- Nr. lt. /1/ u. /2/	Profil	l [cm]	N ₀ [kN]	e ₀ [cm]	β _{so} [kN/cm ²]	Versuch		Nachrechnung der Versagenszeit				Rückrechnung der Traglast	
							t _{u,v} [min]	T _{u,v} [° C]	t _{u,Rech} [min]	$\frac{t_{u,Rech}}{t_{u,Vers}}$	T _{u,Rech} [° C]	$\frac{T_{u,Rech}}{T_{u,Vers}}$	N _{Rech} [kN]	$\frac{N_{Rech}}{N_{Vers}}$
1	2/II	IPB 220	380	551,6	10,2	23,99	73	430	80	1,096	508	1,181	678	1,228
2	3/II	IPB 220	380	386,4	10,2	22,96	97	550	93,5	0,964	582	1,058	478	1,238
3	5/II	IPB 220	380	551,6	10,2	23,61	93,5	500	79	0,845	502	1,004	571	1,034
4	1/III	IPB 220	380	713,1	5,5	24,71	94,5	545	81	0,857	514	0,943	654	0,917
5	11/II	IPB 120	580	138,3	5,45	27,59	49	350	64,5	1,316	545	1,557	168	1,217
6	14/II	IPB 120	580	138,3	5,45	24,65	43,5	325	60	1,379	511	1,572	160	1,159
7	15/II	IPB 120	580	97,1	5,45	28,75	66,5	520	74,5	1,120	614	1,181	136	1,402
8	18/III	IPB 120	580	164,0	3,0	27,59	63	498	67,5	1,071	566	1,137	172	1,049
9	1/IV	IPB 120	580	290,0	2,7	25,52	30	210	23	0,767	182	0,867	257	0,886
10	2/IV	IPB 120	580	226,0	5,5	24,44	25,5	160	21	0,824	163	1,019	213	0,942
11	3/III	IPB _v 220	580	781,1	12,0	27,03	132	562	121,5	0,920	542	0,964	690	0,883
12	4/III	IPB _v 160	580	596,5	4,5	23,82	97	500	101	1,041	504	1,008	549	0,920
13	5/III	IPB _v 160	580	455,0	9,0	23,73	99	490	97,5	0,985	488	0,996	429	0,943
14	6/III	IPB _l 140	580	172,3	3,3	26,92	54	473	55,5	1,028	549	1,161	181	1,052
15	7/III	IPB _l 140	580	138,9	6,6	26,33	50	458	51,5	1,030	515	1,124	140	1,007
16	BS-II-1S	IPB 180	386	662,0	3,0	24,65	58	418	56,5	0,974	404	0,967	659	0,995
17	S-II-2S	IPB 180	386	654,0	3,0	25,90	57,5	417	61	1,061	435	1,043	667	1,020
18	BS-II-2S	IPB 180	386	891,0	0,0	26,70	69,0	475	63	0,913	449	0,945	815	0,915

Tabelle 8: Ergebnisse der Nachrechnung von bekleideten Stahlstützen

Lfd. Nr:	Versuchs- Nr. lt. /1/ u. /2/	Profil	l [cm]	N ₀ [kN]	e ₀ [cm]	β_{so} [kN/cm ²]	Versuch		Nachrechnung der Versagenszeit				Rückrechnung der Traglast	
							t _{u,v} [min]	T _{u,v} [° C]	t _{u,Rech} [min]	$\frac{t_{u,Rech}}{t_{u,Vers}}$	T _{u,Rech} [° C]	$\frac{T_{u,Rech}}{T_{u,Vers}}$	N _{Rech} [kN]	$\frac{N_{Rech}}{N_{Vers}}$
19	S-II-1S	IPB 180	386	876	0,0	24,95	67	446	59	0,881	421	0,944	809	0,924
20	V-1	IPB 220	370	1489	1,2	26,90	56	335	49	0,875	312	0,931	1434	0,964
21	V-2	IPB 220	370	1628	1,2	24,95	40	230	36,5	0,913	226	0,983	1559	0,962
22	V-3	IPB 220	370	1136	1,2	26,33	80	478	75	0,938	479	1,002	1082	0,952
23	V-4	IPB 220	370	1030	5,5	27,20	63,5	378	58	0,913	373	0,987	993	0,964
24	VI-1	IPB 160	470	755	1,2	26,18	35	232	35,5	1,014	259	1,116	719	0,952
25	VI-2	IPB 160	470	590	1,2	25,92	54,5	412	58,5	1,073	439	1,066	561	0,951
26	VI-3	IPB 160	470	650	1,2	24,86	39,5	290	44	1,114	329	1,134	638	0,982
27	III-1	IPB 280	470	891	14,0	23,80	81	468	75,5	0,932	440	0,940	888	0,997
28	VII-2	IPB 280	470	1143	14,0	25,40	54	305	57	1,056	330	1,082	1161	1,016
29	VII-5	IPB 180	470	169,5	2,5	25,95	47	403	40,5	0,862	376	0,933	141	0,829
30	VII-6	IPB 100	470	140,5	5,0	25,95	36	298	36	1,000	341	1,144	128	0,908
31	VIII-5	IPB ₁ 180	570	320	8,55	29,70	54,5	438	39	0,716	364	0,831	269	0,841
32	VIII-6	IPB ₁ 120	570	112	5,70	24,08	43,5	422	40	0,920	428	1,014	100	0,893
33	VIII-9	IPB ₁ 220	370	501	10,50	27,08	64	485	50	0,781	416	0,858	456	0,910
34	VIII-10	IPB ₁ 220	370	614	5,30	27,70	69	509	58	0,841	478	0,939	568	0,925
35	VIII-14	IPB ₁ 140	470	162,5	6,65	27,80	54,5	515	52	0,954	519	1,008	147	0,902
36	VIII-15	IPB ₁ 140	470	232	3,30	27,70	53	496	47,5	0,896	479	0,966	199	0,858
37	VIII-1	IPB _v 160	570	562	9,00	26,40	88,5	463	83	0,938	419	0,905	488	0,868

 $\bar{x}=0,968$ $\sigma=0,135$ $\bar{x}=1,041$ $\sigma=0,156$ $\bar{x}=0,984$ $\sigma=0,129$

Noch Tabelle 8

4. Zusammenstellung der berücksichtigten Basisvariablen und Verteilungen

4.1 Allgemeines

Zur möglichst vollständigen Beschreibung der Systemdaten einer einfachen gelenkig gelagerten Stahlstütze müßten neben den Kenngrößen der Belastung folgende Basisvariablen bekannt sein und mit in die Rechnung einbezogen werden:

a) Temperaturgeschichte

1. Brandraumtemperatur (hier ETK, ansonsten vergleiche auch Abschnitt IV)
2. Wärmeübergangskoeffizient α_k und α_s
3. Emissionswert ϵ_r
4. Heißgasgeschwindigkeit w
5. spez. Wärmekapazität des Stahls c_s
6. Dicke des Bekleidungsmaterials d_i
7. Wärmeleitfähigkeit des Bekleidungsmaterials λ_i

Dazu eigentlich noch die im Rechenmodell nicht enthaltenen Größen:

- spez. Wärmekapazität des Bekleidungsmaterials c_i
- Feuchtegehalt des Bekleidungsmaterials w_i
- Dichte des Bekleidungsmaterials g_i

b) Systemdaten

8. Stützhöhe l
9. Stützenflanscbreite b
10. Stützenquerschnittshöhe h
11. Flanshdicke t
12. Stegdicke s
13. Eigenspannungsverteilung über den Querschnitt

- Weiterhin Vorverformungen in Form von Schiefstellungen oder Vorverkrümmungen. -

c) Materialkennwerte des Stahls

14. Elastizitätsmodul E_0
15. Stahlstreckgrenze $\beta_{S,0}$
16. Formulierung der Spannungsdehnungsbeziehung (bei $T = 20^\circ$ sowie bei höheren Stahltemperaturen)

d) Belastung

17. Eigengewichtsanteil der Auflast g
18. Nutzlastanteil der Auflast p
19. Lastexzentrizität e_0

Die Berücksichtigung von 19 Basisvariablen ist aus rechnerischen Gründen nicht möglich. Aus diesem Grund wurde in Tastrechnungen zunächst der Einfluß der einzelnen Basisvariablen auf die Stützentragfähigkeit festgestellt, und im folgenden werden für die Basisvariablen mit signifikanten Auswirkungen statistische Kennzahlen zusammengestellt. Desweiteren ist zu bedenken, daß bei der Vielzahl der anzusetzenden Basisvariablen die Auswirkung der Vernachlässigung von Variablen mit geringerem Einfluß oder die nur annähernde Erfassung einer Variablen in Anlehnung an das Fehlerfortpflanzungsgesetz kaum mehr von Bedeutung auf das Endergebnis ist.

Aus diesem Grund wurde zunächst der Einfluß der folgenden 11 Basisvariablen in einem weiteren Bearbeitungsschritt untersucht:

1. Eigengewicht g
2. Nutzlast p
3. Wärmeleitfähigkeit von Vermitecta λ_i
4. Dicke der Isolierung d_i
5. Brandraumtemperatur T_{BR}
6. Stahlstreckgrenze $\beta_{S,0}$ bei $T = 20^\circ$
7. Elastizitätsmodul E_0
8. Flanschbreite b
9. Stützenquerschnittshöhe h

10. Flanschdicke t

11. Stegdicke s

4.2 Verteilungsannahmen der Belastungsgrößen q und p

Neben den mehr oder weniger ständig wirkenden Eigengewichtslasten setzt sich die Stützenbeanspruchung aus einem weiteren Belastungsanteil der Verkehrs-, Wind- und Schneelasten etc. zusammen. Dieser Nutzlastanteil p beinhaltet weiterhin einen quasi-stationären Anteil und einen aus der kurzfristigen Einwirkung von Belastungsextremwerten resultierenden Anteil. Dabei ist es für das seltene Ereignis "Brand" ausreichend, den quasi-stationären Belastungsanteil, i. allg. die momentanen Maximalwerte für einen Bezugszeitraum von einem Jahr, zugrunde zu legen.

Für das weitere Vorgehen wird der Mittelwert des Eigengewichtsanteils (\bar{x}_q) zu 50 % des Nennwertes der Gesamtstützenauflast (q_{DIN}) abgeschätzt; d. h.

$$\bar{x}_q = 0,5 \cdot q_{DIN} \quad (18)$$

Da der Eigengewichtsanteil recht genau ermittelt werden kann, wird - wie allgemein üblich - ein Variationskoeffizient

$$V_q = 10 \% \quad (19)$$

berücksichtigt. Dabei kann für den Eigengewichtsanteil von einer Normalverteilung ausgegangen werden.

Zur Beschreibung der Verkehrslast wird i. allg. eine Extremal-I-(Fisher Tippet)-Verteilung herangezogen. Dabei wird (vgl. /9/) vorausgesetzt, daß der Nennwert x_p^* des Verkehrslastanteils die 90-%-Fraktile ($F(x^*) = 0,9$) der 50-Jahres-Maxima darstellt. Mit den in Abschnitt I angegebenen Zusammenhängen kann bei der Annahme von $r = 7$ Lastwechseln im Be-

zugszeitraum von 50 Jahren der Mittelwert und die Standardabweichung zu

$$\bar{x}_{p,D} = \frac{0,5 q_{DIN}}{1,522} - 1,517 \sigma_{p,D} \quad (20)$$

und

$$\sigma_{p,D} = 0,4 \cdot \frac{0,5 \cdot q_{DIN}}{1,522} \quad (21)$$

ermittelt werden. Als maßgebende Verteilung wird, wie schon erwähnt, eine Extremal-I-Verteilung angesetzt. Desweiteren stellt q_{DIN} die nach DIN 4114 zulässige Stützenbelastung dar.

4.3 Wärmeleitfähigkeit λ_i des Bekleidungsmaterials

Wie sich bei Testrechnungen ergeben hat, beeinflusst die Wärmeleitfähigkeit des Isolierungsmaterials ausschlaggebend die realistische Berechnung der Stützen-Stahltemperatur. Wie aus dem für λ_i zugrunde gelegten Ansatz zu ersehen, ist die Wärmeleitfähigkeit außerdem temperatur- und bei Verwendung eines leicht veränderten Rohmaterials auch noch materialabhängig. Desweiteren haben Alterungserscheinungen, Veränderungen der Dichte, des Feuchtigkeitsgehalts und Herstellungsstreuungen - bedingt durch die schon erwähnte veränderte Qualität der verwendeten Rohstoffe (siehe hierzu z. B. /10/) - einen Einfluß auf die Wärmeleitfähigkeit des verwendeten Isolierungsmaterials. Um diese vielschichtigen Einflüsse zu erfassen, wird unter der Annahme einer normalverteilten Grundgesamtheit mit einem temperaturabhängigen Mittelwert nach Tabelle 4 ein Variationskoeffizient von

$$v_{\lambda_i} = 0,2 \quad (22)$$

angesetzt. Ein Wert dieser Größenordnung wird auch in den in /11/ durchgeführten Untersuchungen zugrunde gelegt.

4.4 Bekleidungsstärke d_i

Neben den unter 4.2 erwähnten Einflüssen müssen außerdem noch Einflüsse aus mechanischer Beanspruchung (Rißbildung bei erhöhten Temperaturen, Abplatzungen etc. bei Stützenverformung) und Herstellungsungenauigkeiten berücksichtigt werden. In Anlehnung an /11/ wird hier ebenfalls ein Variationskoeffizient von

$$V_{di} = 0,2 \quad (23)$$

berücksichtigt. Um die Verteilung physikalisch sinnvoll nach unten hin zu begrenzen, wird eine Log.-Normalverteilung angesetzt.

4.5 Brandraumtemperatur T_{BR}

Die Brandraumtemperatur wird durch den Verlauf der ETK nach DIN 4102, Teil 2, beschrieben. Wie die Versuchsauswertungen der Temperaturverläufe der Brandraumtemperatur ergeben, gelingt es oftmals nicht, den durch die ETK vorgegebenen Brandverlauf exakt nachzufahren. Aus diesem Grund ist auch nach DIN 4102 bei einer Prüfdauer von mehr als 30 min eine Fehlerschranke von $\pm 5 \%$ und bei kleineren Prüfdauern eine Fehlerschranke von $\pm 10 \%$ - bezogen auf die Fläche unter der ETK - einzuhalten.

Da unbekleidete Stützen normalerweise keine Feuerwiderstandsdauern von mehr als 30 min erreichen und bei bekleideten Stützen Feuerwiderstandsdauern von mehr als 90 min selten angestrebt werden, kann unter der Voraussetzung, daß die maximal angegebene Fehlerschranke als eine Temperaturabweichung zu einem bestimmten Zeitpunkt interpretiert wird, ein Variationskoeffizient der Brandraumtemperatur von ca.

$$V_{T, BR} = 0,05 \quad (24)$$

angesetzt werden. Dabei entspricht der Mittelwert dem durch die ETK vorgegebenen Verlauf der angesetzten Normalverteilung.

4.6 Stahlstreckgrenze $\beta_{s,o}$ bei Raumtemperatur

Die im vorgestellten Rechenmodell verwendeten Spannungs-Dehnungsbeziehungen des Stahls sind auf die Stahlstreckgrenze $\beta_{s,o}$ und den Elastizitätsmodul E_o bei Raumtemperatur bezogen (vgl. Abschnitt 3.1, Bild 7). Eine umfassende Untersuchung der statistischen Kennziffern von Baustahl ist in /12/ zusammengestellt. Die in /12/ angegebenen Werte beruhen auf Auswertungen von Abnahmeprüfungen der Deutschen Bundesbahn aus den Jahren 1967 und 1971 für den hier interessierenden Stahl St 37. Weitere Auswertungen ähnlicher Abnahmeprüfungen aus den Jahren 1949 bis 1952 sind in /13/ veröffentlicht; ähnliche Werte werden in /14/ angegeben. Außerdem standen die in den Tabellen 7 und 8 angegebenen Stahlstreckgrenzen der jeweiligen Stützenversuche zur Verfügung. Die entsprechenden Angaben sind in Tabelle 9 zusammengestellt.

	Mittelwert \bar{x} [kN/cm ²]	Standardabw. [kN/cm ²]
nach /12/ für 1967	27,86	1,77
nach /12/ für 1971	27,76	1,86
nach /13/	27,17	2,11
nach /14/	28,20	1,69
nach Tab. 7 u. 8	28,06	1,62

Tabelle 9: Zusammenstellung von Mittelwerten und Standardabweichungen für Baustahl St 37 nach verschiedenen Quellen

Für die weiteren Untersuchungen werden die sich aus der Tabelle 9 ergebenden Mittelwerte angesetzt

$$\bar{x} = 27,81 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (25)$$

$$\sigma_x = 1,81 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (26)$$

$$V_x = 6,5 \text{ [\%]} \quad (27)$$

Als Verteilungstyp wird - wie bei Baustählen allgemein üblich und auch statistisch abgesichert - eine Log.-Normalverteilung angesetzt.

4.7 Elastizitätsmodul E_0 bei Raumtemperatur

Für den Elastizitätsmodul bei Raumtemperatur werden in /15/ folgende Werte angegeben:

$$\bar{E} = 2,16 \cdot 10^4; \quad \sigma_E = 0,05 \cdot 10^4 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (28)$$

Nach /16/, wobei hier die Auswertung auf einer umfangreicheren Versuchs- und Literatúrauswertung beruhen, werden die folgenden Werte angegeben:

$$\bar{E} = 2,10 \cdot 10^4; \quad \sigma_E = 0,04 \cdot 10^4 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (29)$$

Da die Ergebnisse in /16/ eine wesentlich größere Anzahl von Versuchsergebnissen berücksichtigen, werden sie bei der weiteren Bearbeitung als Parameter einer Log.-Normalverteilung zugrunde gelegt.

4.8 Querschnittswerte

Unvermeidliche Walztoleranzen führen nicht nur bei der Querschnittsdicke, sondern auch bei der Parallelität der Querschnittskonturen i. allg. zu einem wie in Bild 15 dargestellten unsymmetrischen Querschnitt (vgl. auch /15/).

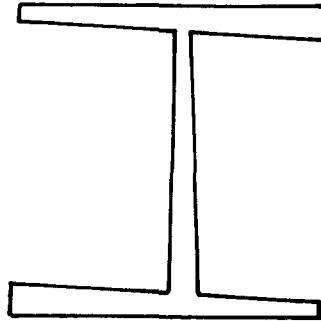


Bild 15: Reales IPB-Profil nach /15/

Bezüglich der zu erwartenden Toleranzen kann auf die Angaben in /15/ zurückgegriffen werden. Danach ergeben sich für den doppelsymmetrischen Querschnitt die Kennziffern für die Profilhöhe h , Profilbreite b , Flanschdicke t und Stegdicke s bei Annahme einer Normalverteilung zu:

Profilhöhe h :

$$\bar{x} = \text{Sollwert} \quad (30)$$

$$\sigma = 1,3 + 1,75 \cdot 10^{-3} \cdot \text{Sollwert} \quad [\text{mm}] \quad 0 \leq h \leq 400 \text{ mm} \quad (31)$$

$$\sigma = 2 \quad [\text{mm}] \quad h > 400 \text{ mm} \quad (32)$$

Profilbreite b :

$$\bar{x} = \text{Sollwert} \quad (33)$$

$$\sigma = 1,5 \quad [\text{mm}] \quad (34)$$

Flanschdicke t :

$$\bar{x} = \text{Sollwert} \quad (35)$$

$$\sigma = 0,45 + 1,375 \cdot 10^{-2} \cdot \text{Sollwert} \quad [\text{mm}] \quad (36)$$

Stegdicke s :

$$\bar{x} = 1,02 \cdot \text{Sollwert} \quad [\text{mm}] \quad (37)$$

$$\sigma = 0,3 + 0,03 \cdot \text{Sollwert} \quad [\text{mm}] \quad (38)$$

Für die Sollwerte gelten die in DIN 1025 angegebenen Querschnittsabmessungen der entsprechenden Profile. Die nach (30) bis (38) beschriebenen Querschnittsstreuungen können ebenfalls nach /16/ unkorreliert angenommen werden, da z. B. eine größere Profilhöhe nicht zwangsläufig auch eine größere Profilbreite oder veränderte Querschnittsdicken bedingt.

4.9 Reduktion der Basisvariablen

Wie schon in Abschnitt 4.1 angedeutet, stößt die Berücksichtigung von 11 unabhängigen Basisvariablen bei einer systematischen Auswertung an die Grenzen der zur Verfügung stehenden Rechenzeit. Aus diesem Grund wurde vorab untersucht, bei welchen Basisvariablen eine deterministische Weiterbehandlung gerechtfertigt ist.

Wie in Abschnitt I angegeben, kann der Einfluß einer Basisvariablen bei der Berechnung des die Versagenswahrscheinlichkeit beschreibenden β -Wertes durch den Ausdruck

$$A_i = \frac{\left(\frac{\delta G(x_i)}{\delta x_i} \Big|_{\bar{x}} \right)^2 \cdot \sigma_i^2}{\sum_{i=1}^n \left[\left(\frac{\delta G(x_i)}{\delta x_i} \Big|_{\bar{x}} \right)^2 \cdot \sigma_i^2 \right]} \quad (39)$$

beschrieben werden. Dabei beschreibt A_i den Anteil der Basisvariablen an der Gesamtstreuung und stellt somit einen Maßstab für den Einfluß der einzelnen Basisvariablen dar, wobei die Ableitungen $\delta G(x_i) / \delta x_i$ numerisch am Mittelwert der Grenzzustandsbedingung $G(\underline{x})$ zu bilden sind.

Bild 16 stellt die so reparierten Einzelanteile am Beispiel einer bekleideten Stütze IPB 200 mit mittlerer Schlankheit dar.

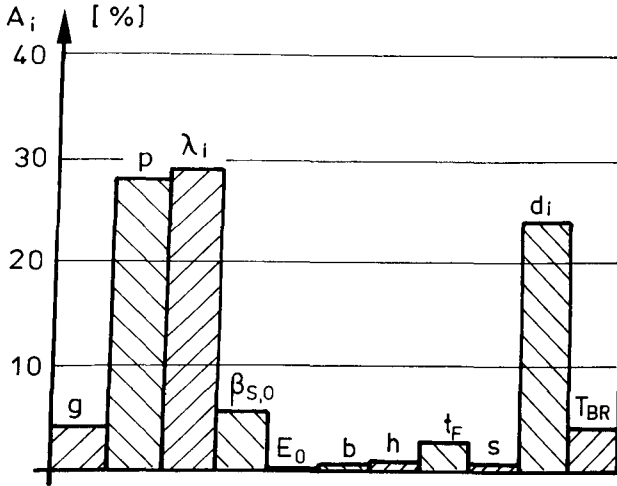


Bild 16: Anteile an der Gesamtstreuung bei 11 Basisvariablen

Wie auf Bild 16 zu erkennen, ist der Einfluß der Querschnitts-abmessungen b , h und s sowie der des Elastizitätsmoduls E_0 vernachlässigbar klein. Den größten Einfluß üben die Wärme-leitfähigkeit λ_i und die Dicke der Bekleidung d_i sowie die Nutzlast p aus. Da weitere Vergleichsuntersuchungen ähnliche Ergebnisse erbrachten, können die Basisvariablen b , h , s und E_0 bei den weiteren Untersuchungen als deterministische Grö-ßen betrachtet werden.

Damit verringert sich die zu berücksichtigende Anzahl der we-ssentlichen Basisvariablen bei bekleideten Stützen auf sieben und bei unbekleideten Stützen auf fünf, da dort λ_i und d_i nicht betrachtet werden.

5. Berechnung des Sicherheitsindex β

5.1 Allgemeines

Mit den in den vorausgehenden Abschnitten dargelegten Grundlagen kann nunmehr die Versagenswahrscheinlichkeit des Bauteils mit Hilfe der Beziehungen des Abschnitts I berechnet werden.

Um die Berechnung von Einzelbauteilen auf ein erträgliches Maß zu beschränken, kann nicht jede mögliche Parameterkombination von Stützenschlankheit, Lastausmitte und Stützenprofil untersucht werden. Aus diesem Grund soll an dieser Stelle eine Beschränkung auf die bezogenen Lastausmitten

$$e/d = 0,0; 0,1; 0,2 \text{ und } 0,3$$

sowie für die Stabschlankheit eine Beschränkung auf

$$\lambda = 25; 50; 75; 100 \text{ und } 150$$

erfolgen.

Die Berechnung des β -Wertes und damit der Bauteilversagenswahrscheinlichkeit erfolgt für das jeweils zu untersuchende Stahlprofil bei vorgegebener Brandeinwirkungsdauer. Bei bekleideten Stahlstützen ist weiterhin noch die jeweils notwendige Bekleidungsstärke des Isoliermaterials /17/ vorzugeben.

5.2 Auswahl der untersuchten Stahlquerschnitte

Wegen der größeren baulichen Bedeutung der bekleideten Stahlstützen im Hochbau soll bei der Auswahl der zu untersuchenden Stahlquerschnitte ein Hauptaugenmerk auf diese Bauteile gerichtet werden. Da, um hier schon ein Ergebnis der Untersu-

chungen vorwegzunehmen, bekleidete und unbekleidete Stahlstützen - bedingt durch den Verzögerungseffekt der Isolierung bei der Aufheizung des Querschnitts - tendenziell gleiche Ergebnisse liefern, sollen im Anschluß an die Berechnungsergebnisse von bekleideten Stahlstützen für unbekleidete Stahlstützen nur beispielhaft einige Ergebnisse wiedergegeben werden.

Um den in /17/ angegebenen Bereich der Werte U/A möglichst gleichmäßig abzudecken, gleichzeitig aber nicht den durch die Versuchsnachrechnungen verifizierten Bereich zu verlassen, sollen im folgenden die Profile

IPB_v 220	mit	$U/A = 63 \text{ m}^{-1}$
IPB 220	mit	$U/A = 97 \text{ m}^{-1}$
IPB 180	mit	$U/A = 110 \text{ m}^{-1}$
IPB_1 120	mit	$U/A = 190 \text{ m}^{-1}$

weiter untersucht werden. Dabei ist zu bemerken, daß die Profile IPB 220 mit im Mittel + 3,2 % und IPB 180 mit im Mittel - 3,6 % Abweichungen bei der Traglastberechnung die günstigsten Ergebnisse erzielt haben.

Beispielhaft werden für die ungeschützten Stahlstützen die oben angegebenen Profile für eine Brandeinwirkungsdauer von 15 min untersucht; dabei muß bemerkt werden, daß bei dem Profil IPB_v 220 die geringsten Abweichungen bei der Traglastberechnung festgestellt wurden.

Da die Eingangsgrößen der Basisvariablen schon in den vorangegangenen Abschnitten erläutert wurden, sind für die numerische Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nur noch die Mittelwerte und die Standardabweichungen der Flanschdicken der ausgewählten Profile anzugeben; siehe Tabelle 10. Die in die Berechnung eingehenden Stützentraglasten sind in der Tabelle A 1 im Anhang angegeben.

	IPB 180	IPB 220	IPB _v 220	IPB _l 120
\bar{x} [cm]	1,40	1,60	2,60	0,80
σ_x [cm]	0,06	0,07	0,08	0,06

Tabelle 10: Mittelwert und Standardabweichung der Flanschdicken der untersuchten Profile

5.3 β -Werte bekleideter Stützen

Bei der Berechnung der β -Werte und damit der Versagenswahrscheinlichkeit der ausgesuchten Stützenprofile wurden zwei Vorgehensweisen gewählt:

- Berechnung der β -Werte zu den lt. /17/ maximal zulässigen Brandeinwirkungsdauern bei ausgewählten Isolierungsdicken,
- Berechnung der β -Werte für die lt. /17/ erforderlichen Isolierungsdicken für die Feuerwiderstandsklassen F 30, F 60, F 90 und F 120.

Dabei ist zu bemerken, daß insbesondere bei den Untersuchungen nach b) die erforderliche Isolierungsdicke jeweils auf die nächste lieferbare Plattenstärke aufgerundet wurde. Dabei ergeben sich gerade bei der Feuerwiderstandsklasse F 30 relativ günstige β -Werte, da hier außerdem noch die Einhaltung einer Mindestisolierungsstärke gefordert ist.

Damit für die Untersuchungen nach a) ein einheitliches Vergleichsniveau vorliegt, wurde wie in /17/ bei der Ermittlung der für die jeweilige Isolierungsdicke maximal zulässigen Brandeinwirkungsdauer von einer kritischen Stahltemperatur von 500 ° C ausgegangen. Auf dieser Grundlage ergaben sich

die in Tabelle 11 angegebenen maximal zulässigen Brandeinwirkungsauern t_m :

Profil =	IPB _V 220	IPB 220	IPB 180	IPB _I 120
U/A [m ⁻¹] =	63	97	110	190
$t_m =$ $d_i =$				
[cm]				
1,5	98 '	72 '	65 '	44 '
2,5	123 '	105 '	94 '	64 '
3,5	146 '	135 '	120 '	81 '
5,0	./.	180 '	158 '	106 '

Tabelle 11: Maximal zulässige Brandeinwirkungsauern t_m [min]
für ausgewählte Bekleidungsicken

Die auf dieser Grundlage ermittelten β -Werte sind im Anhang in den Tabellen A 2, A 3, A 4 und A 5 wiedergegeben und in den Abbildungen A 6 bis A 21 aufgetragen. Die hier zur Erläuterung des prinzipiellen Verlaufs der β -Werte mit in den Text aufgenommene Abbildung 17 zeigt den Verlauf der β -Werte für eine Stütze IPB 220 mit $e/d = 0,2$ für ausgewählte Bekleidungsicken.

Dabei ergibt sich ein für fast alle Verläufe typischer Sachverhalt. Die gefundenen β -Werte weisen im Bereich von $\lambda = 50$ ein relatives Minimum auf, um dann mit steigender Stützenschlankheit kontinuierlich anzusteigen. Dies unterstreicht die in /2/ veröffentlichten Zusammenhänge zwischen Versagens-temperatur T_u und Stützenschlankheit λ . In den dortigen Bildern 6 und 8 (s. /5/, Seite 71) sind für die hier untersuchte Stütze die Versagenstemperaturen T_u angegeben, wobei das relative Minimum ebenfalls im Schlankheitsbereich um $\lambda = 50$ liegt, um dann kontinuierlich mit steigender Schlankheit anzusteigen.

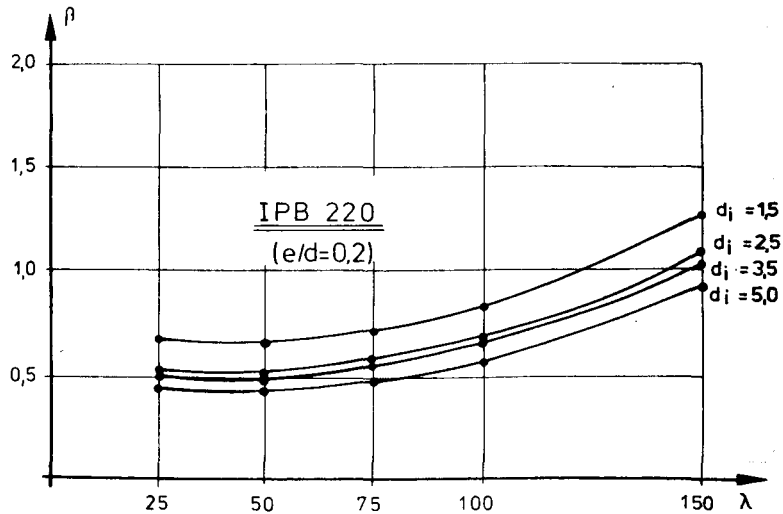


Bild 17: β -Werte für eine Stütze IPB 220 bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer für ausgewählte Bekleidungsstärken

Des weiteren läßt sich feststellen, daß der hier ausgewiesene minimale Sicherheitsindex fast einheitlich im Bereich um $\beta = 0,5$ liegt und mit zunehmender Stützenschlankheit auf $\beta \approx 1,25$ ansteigt, kleinere Unterschiede bei unterschiedlichen Bekleidungsstärken vernachlässigt. Lediglich die massiven Stützen mit dem Profil IPB_V 220 und relativ niedrigen U/A-Werten weisen einen unterschiedlichen Verlauf der β -Werte auf. Die hier ausgewiesenen β -Werte haben zwar den gleichen prinzipiellen Verlauf, die Unterschiede zwischen den einzelnen Bekleidungsstärken sind jedoch nicht mehr zu vernachlässigen; die β -Werte schwanken zwischen $\beta \approx 0,7$ und $\beta \approx 2,2$.

Bei der Ermittlung des mit den hier getroffenen Annahmen vorhandenen Sicherheitsniveaus für die Feuerwiderstandsklassen

F 30 bis F 120 nach DIN 4102 gibt die folgende Tabelle 12 die nach /17/ erforderliche Mindestbekleidungsstärke in cm wieder. Dabei ist zu beachten, daß der für die Feuerwiderstandsklasse F 30 angegebene Wert der Bekleidungsstärke von 1,5 cm eine Mindestforderung darstellt, die über den tatsächlichen Wert der erforderlichen Bekleidungsstärke liegt.

Profil		F 30	F 60	F 90	F 120
IPB 180	$d_i =$	1,5	1,5	2,5	3,5
IPB 220	$d_i =$	1,5	1,5	2,5	3,5
IPB _v 220	$d_i =$	1,5	1,5	1,5	2,0
IPB ₁ 120	$d_i =$	1,5	2,5	5,0	5,0

Tabelle 12: Erforderliche Bekleidungsstärken d_i in cm
nach /17/

Die auf der Grundlage dieser Eingangswerte ermittelten β -Werte sind für die untersuchten Stützenprofile in den Tabellen A 6 bis A 9 des Anhangs angegeben und in den Abbildungen A 22 bis A 29 zur besseren Anschaulichkeit für die bezogenen Lastausmitten $e/d = 0,0$ und $e/d = 0,3$ aufgetragen. Der ermittelte Verlauf dieser β -Werte zeigt wiederum eine ziemlich einheitliche Tendenz, wie in Bild 18 beispielhaft dargestellt.

Dabei zeigt sich ein näherungsweise linearer Verlauf der β -Werte für den Schlankheitsbereich $\lambda = 25 - 100$ mit einem leichten Anstieg der β -Werte bei steigenden Stützenschlankheiten. Dieser Anstieg der β -Werte ist jedoch vergleichsweise nicht ganz so ausgeprägt, wie in Bild 17 für die maximal zulässige Brandeinwirkungsdauer angegeben. Der relativ hohe β -Wert für die Feuerwiderstandsklasse F 30 resultiert - wie schon angedeutet - aus der für diese Brandeinwirkungsdauer

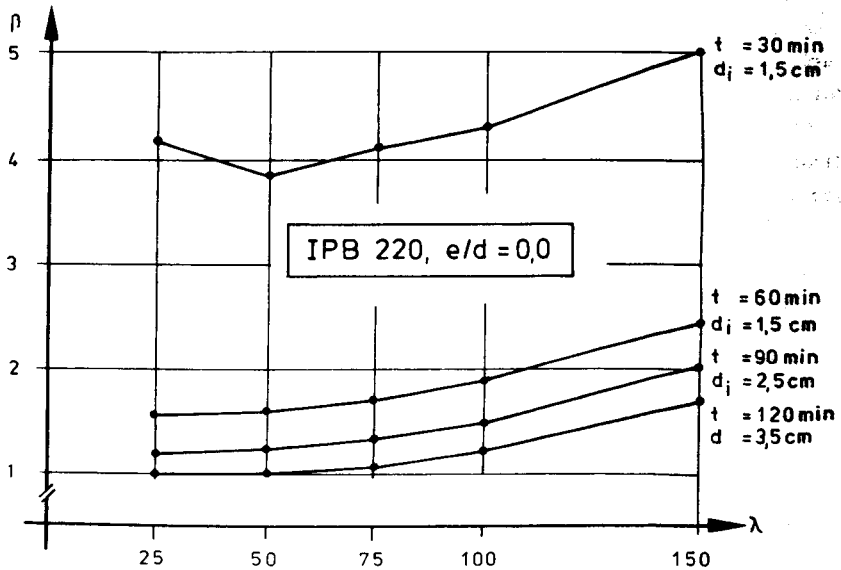


Bild 18: β -Werte Profil IPB 220 in Abhängigkeit von der Brandeinwirkungsdauer bei Einhaltung der Mindestbekleidungsdicke

geforderten Mindestisolierungsstärke. Des weiteren zeigen alle untersuchten Profile einen leichten Abfall des β -Wertes mit steigender Brandeinwirkungsdauer, wobei sich, wie auf den Abbildungen A 26 und A 27 zu ersehen, bei dem Profil IPB_V 220 und einer Brandeinwirkungsdauer von 60 ' mit der laut /17/ erforderlichen Mindestbekleidungsdicke von 1,5 cm noch ein erhöhter β -Wert ergibt. Lediglich bei den Stützen mit einem Profil IPB_I 120 wird für Brandeinwirkungsdauern von 120 ' teilweise kein positiver β -Wert mehr ausgewiesen, was dann einer Versagenswahrscheinlichkeit von > 50 % entspricht. Aus diesen Untersuchungen ergibt sich, daß für die angesetzte Parameterkonstellation und auf der Grundlage der berücksichtig-

ten Basisvariablen ein im wesentlichen einheitliches Sicherheitsniveau ermittelt wurde; schlankheitsabhängige "Einbrüche" in das Sicherheitsniveau etc. konnten somit nicht nachgewiesen werden.

5.4 β -Werte unbekleideter Stützen

Da - wie schon gesagt - die Stützenbekleidung in bezug auf die Stahltemperatur lediglich einen "Verzögerungseffekt" bewirkt, müßte sich der prinzipielle Verlauf der β -Werte von unbekleideten Stahlstützen im Vergleich zu dem bei bekleideten Stahlstützen nicht wesentlich unterscheiden.

Im folgenden Bild 19 sind die Verläufe der β -Werte für eine Brandeinwirkungsdauer von 15 ' dargestellt.

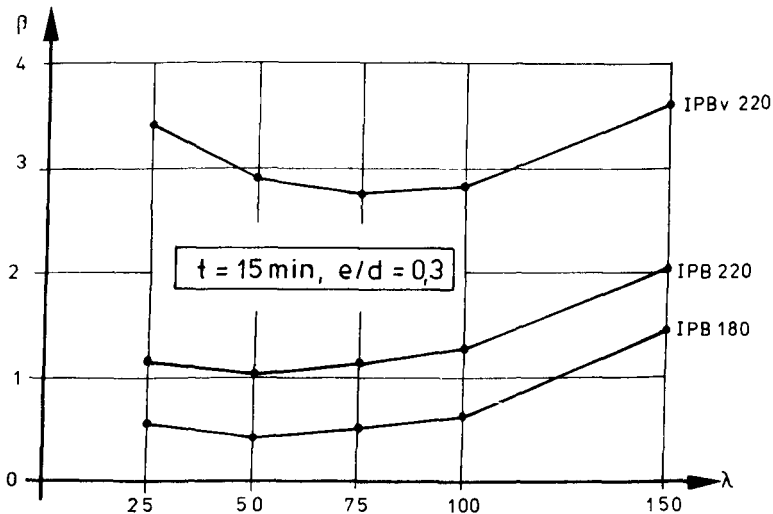


Bild 19: β -Verläufe unbekleideter Stahlstützen bei einer Brandeinwirkungsdauer von 15 '

Die Brandeinwirkungsdauer von 15 ' wurde gewählt, da sich gemäß Bild 3 für das Profil IPB_v 220 eine Bauteiltemperatur von ca. 500 ° ergibt, was der im allgemeinen angesetzten kritischen Stahltemperatur entspricht. Der prinzipielle Verlauf der β -Werte entspricht wiederum den schon bei den bekleideten Stützen beschriebenen Verläufen. Der Abfall der β -Werte (vgl. auch Anhang, Tabelle A 10 und Abbildung A 30) bei den Profilen IPB 220 und IPB 180 resultiert naturgemäß in der geringeren Stahlmasse dieser Profile und der damit einhergehenden schnelleren Aufheizung. Bei dem auch untersuchten, aber hier nicht mehr mit dargestellten Profil IPB₁ 120 ergeben sich für eine Brandeinwirkungsdauer von 15 ' keine positiven β -Werte mehr.

5.5 Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung

In Analogie zu den Untersuchungen bei Stahlbeton- und Holzbauteilen soll auch für Stahlstützen der Anteil der Basisvariablen an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone ermittelt werden (vgl. hierzu Teil I (68)). Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind für das Profil IPB 220 im Anhang auf den Abbildungen A 32 - A 41 komplett sowie für die übrigen untersuchten Querschnitte exemplarisch für Stützenschlankheit $\lambda = 75$ und die Ausmitten $e/d = 0,0$ und $e/d = 0,3$ in den Abbildungen A 42 - A 47 wiedergegeben. Die folgende Abbildung 20 zeigt einen charakteristischen Verlauf dieser Streuungsanteile.

Die im Anhang mit angegebenen Verläufe sehen ähnlich aus. Dabei ist jedoch zu beachten, daß eine gewisse "Rauhigkeit" nicht zu vermeiden ist; diese ist durch die Bildung der numerischen Ableitungen dG/dx_i bedingt, da die Stützentraglast nur bis auf eine vorgegebene Fehlerschranke iterativ ermittelt wird. Aus den Darstellungen wird ersichtlich, daß die Basisvariablen p = Verkehrslast, λ_1 = Wärmeleitfähigkeit des

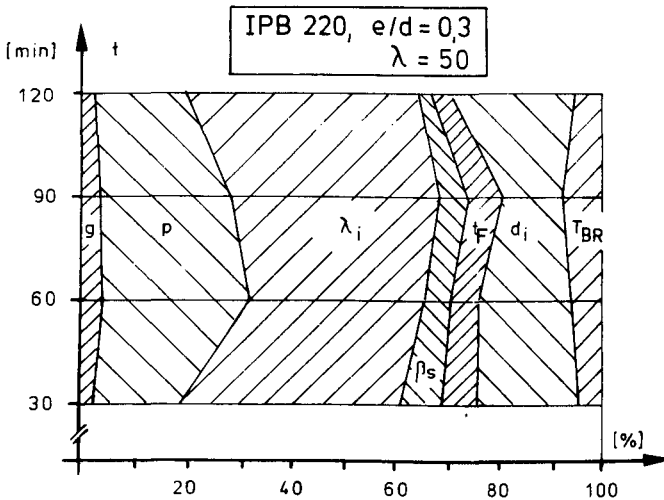


Bild 20: Prozentuale Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone

Bekleidungsmaterials sowie d_i = Dicke des Bekleidungsmaterials die Hauptanteile zur Streuung der Sicherheitszone beitragen. Des weiteren zeigt sich, daß dieser Zusammenhang praktisch für die gesamte betrachtete Brandeinwirkungsdauer gilt - mit der Tendenz von steigenden Anteilen von d_i und λ_i mit steigender Brandeinwirkungsdauer. Im leichten Gegensatz zu diesen Aussagen stehen die Ergebnisse für den Querschnitt IPB_v 220 - wie in Bild 21 angegeben.

Bei dieser Darstellung wird deutlich, daß der Einfluß der Brandraumtemperatur bei diesem "massigen" Querschnitt bei der geforderten Mindestbekleidungsdicke von 1,5 cm bei einer Brandeinwirkungsdauer von 30 ' noch gering ist. Daraus resultiert der geringe Anteil von λ_i bzw. d_i an der Gesamtstreuung. Hier tragen die Verkehrslast p sowie die Stahlstreckgrenze β_s

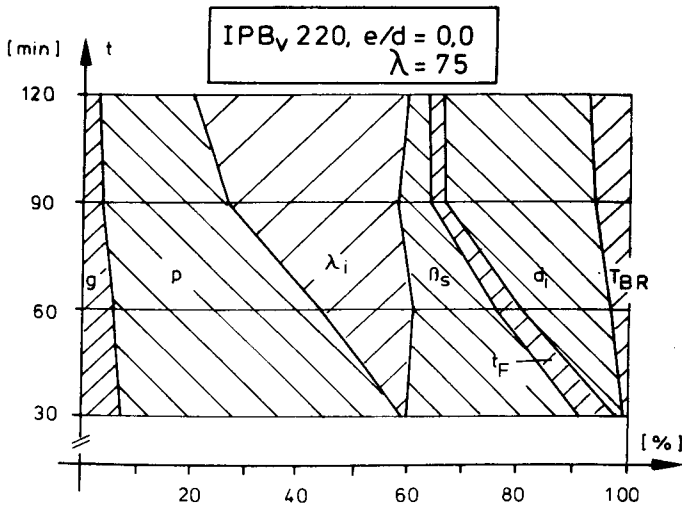


Bild 21: Prozentuale Anteile der Basisvariablen an der Gesamtstreuung der Sicherheitszone

die Hauptanteile bei, wie dies bei einer Berechnung bei Raumtemperatur zu erwarten wäre. Erst bei größeren Brandeinwirkungsdauern nähern sich die für diesen Stützenquerschnitt gefundenen Werte dem allgemeinen Gesamtbild an.

6. Einfluß der Auflast

Bei allen hier vorgestellten Bauteiluntersuchungen mußten - und dies gilt auch für die Untersuchungen an Stahlbeton- und Holzbauteilen - notwendigerweise Annahmen über das Verhältnis g/p getroffen werden. Damit sind alle hier ausgewiesenen β -Werte als relative Vergleichswerte zu verstehen und nicht als absolute Werte zur Beschreibung eines feststehenden Sicherheitsniveaus. Wie sehr das ausgewiesene Sicherheitsniveau durch die zuvor erwähnte einfache, jedoch notwendige

Annahme des Verhältnisses von g/p beeinflußt werden kann, ist im folgenden Bild 22 beispielhaft für einige ausgesuchte Stützen und Einflußparameter aufgetragen.

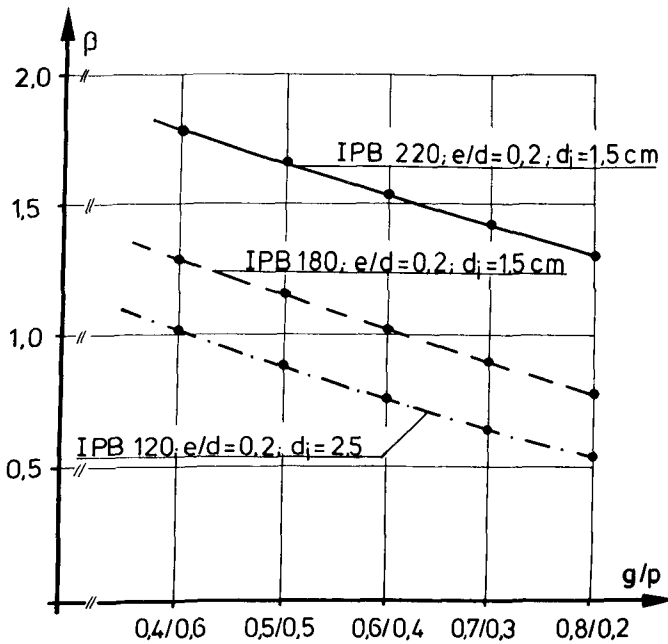


Bild 22: β -Werte bei $t = 60$ ' Brandeinwirkungsdauer und $\lambda = 75$

Obwohl das Eigengewicht einer Konstruktion i. allg. nicht sonderlich streut, der stark streuende Verkehrslastanteil jedoch nur mit seinem aus dem charakteristischen Wert zurückgerechneten Mittelwert in die Berechnung eingeht, steigt die Gesamtbelastung des Bauteils mit steigendem Eigengewichtsanteil stärker an. Daraus läßt sich der in Bild 22 dargestellte Abfall des Sicherheitsniveaus mit steigendem Verhältnis

g/p gut erklären. Diese Darstellung (wie auch schon bei den Stahlbetonstützen angedeutet) sollte dazu dienen, den Einfluß einer simplen und manchmal jedoch mangels besserer Grunddaten notwendigen Berechnungsannahme auf das Endergebnis aufzuzeigen. Für spätere Anwendungen müßten solche Grundannahmen eigentlich einheitlich geregelt werden.

Z A N H A N G

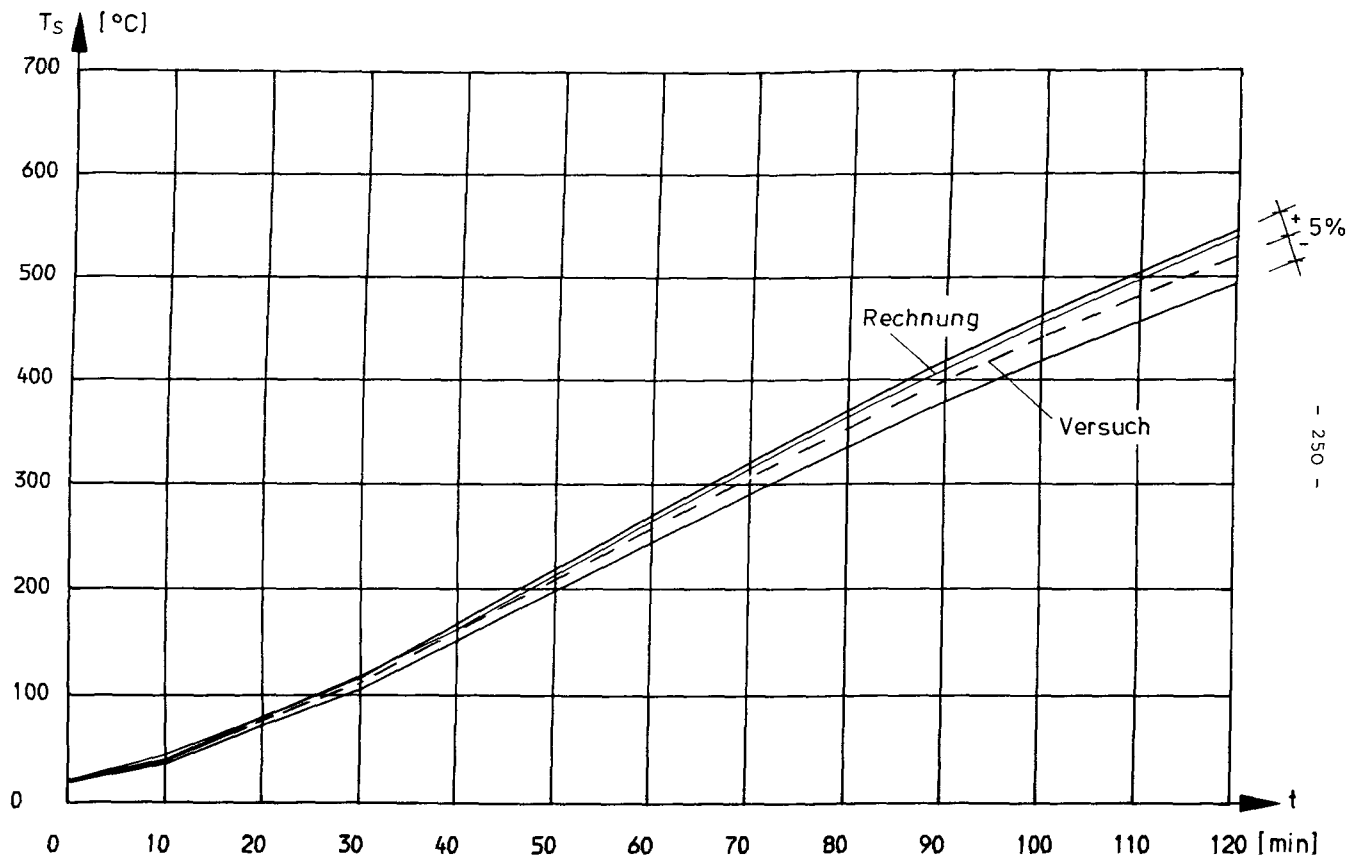


Bild A 1: Stahitemperaturverlauf für IPB_V 220, kastenförmige Ummantelung (2,0 cm VERMITECTA)

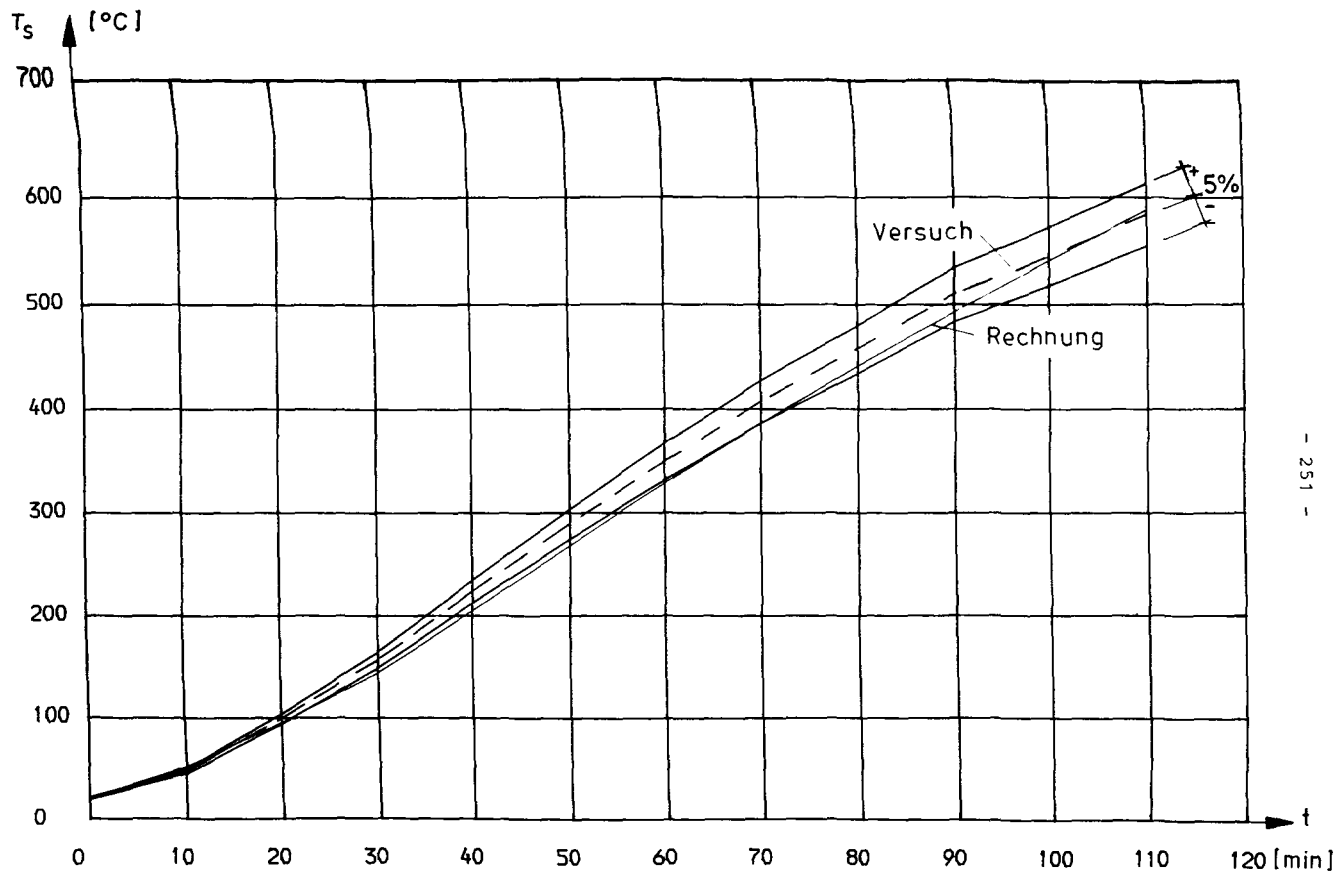


Bild A 2: Stahltemperaturverlauf für IPB_V 120, kastenförmige Ummantelung (2,0 cm VERMITECTA)

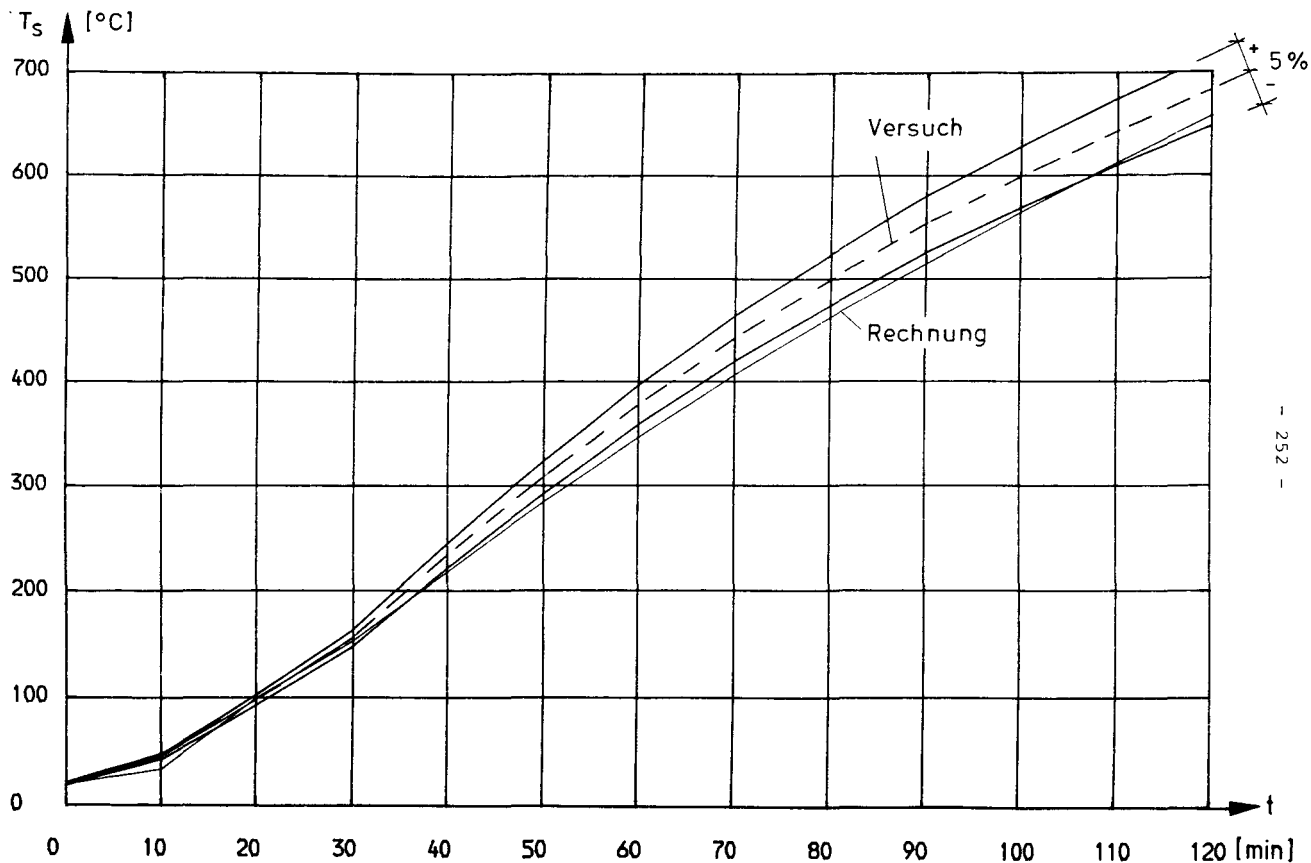


Bild A 3: Stahltemperaturverlauf für IPB_v 100, kastenförmige Ummantelung (2,0 cm VERMITECTA)

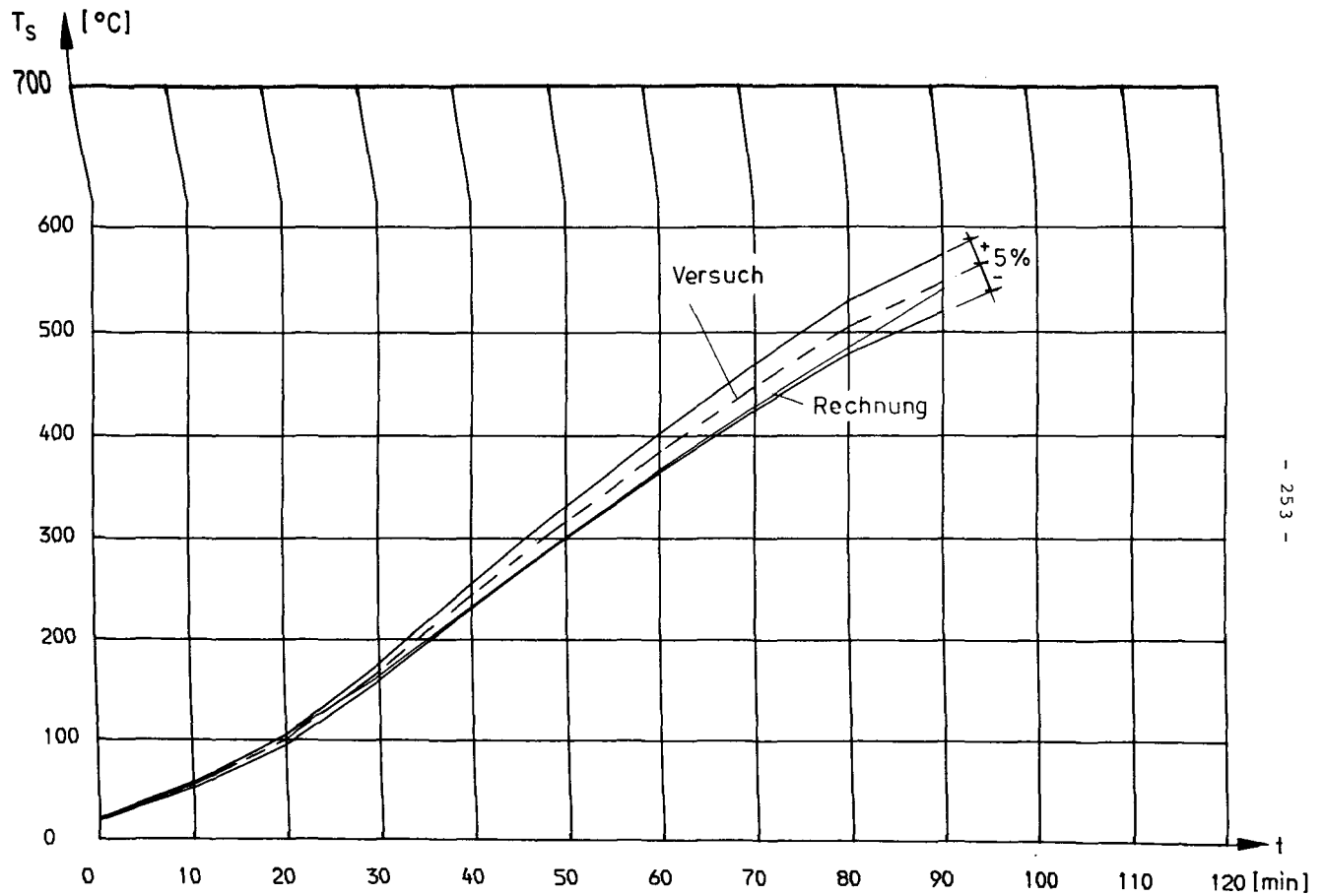


Bild A 4: Stahltemperaturverlauf für IPB_v 240, kastenförmige Ummantelung (2,0 cm VERMITECTA)

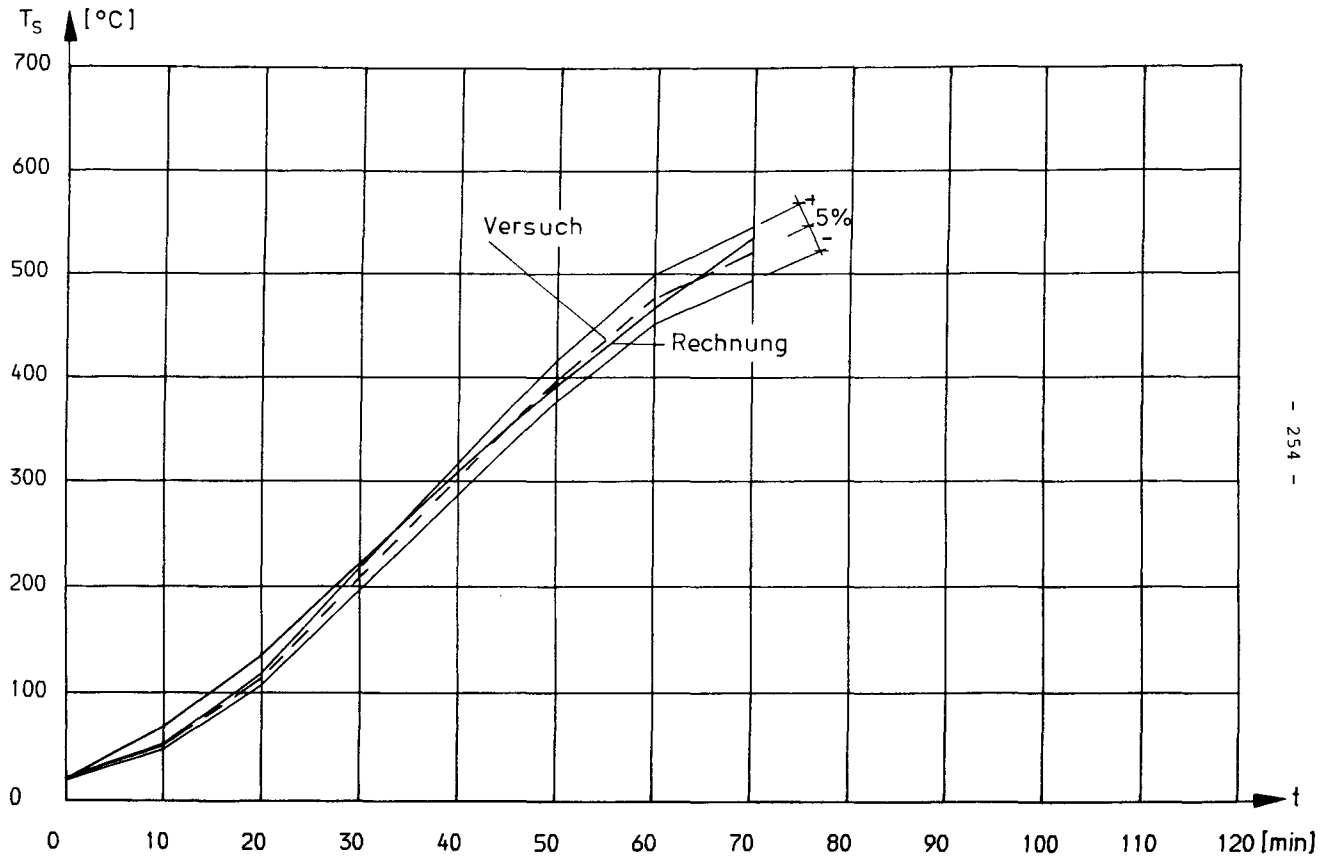


Bild A 5: Stahltemperaturverlauf für IPB_v 120, kastenförmige Ummantelung (2,0 cm VERMITECTA)

		$\lambda = 25$	50	75	100	150
		$\omega = 1,06$	1,21	1,48	1,90	3,80
IPB 180	e/d	$s_k = 1,92$	3,83	5,75	7,66	11,49
	0.0	F= 862.5	755.5	617.7	481.2	240.6
	0.1	F= 698.8	626.9	529.0	425.5	225.8
	0.2	F= 587.3	535.7	462.5	381.4	212.8
	0.3	F= 500.2	467.6	410.9	345.6	201.1
IPB 220	e/d	$s_k = 2,36$	4,72	7,07	9,43	14,15
	0.0	F= 1201.9	1052.9	860.8	670.5	335.3
	0.1	F= 976.4	875.7	738.6	594.0	315.0
	0.2	F= 822.1	749.6	646.8	533.1	297.0
	0.3	F= 701.5	655.2	575.3	483.6	281.0
IPB _v 220	e/d	$s_k = 2,47$	4,95	7,42	9,89	14,84
	0.0	F= 1967.9	1724.0	1409.5	1097.9	538.9
	0.1	F= 1575.8	1415.4	1196.2	964.4	513.3
	0.2	F= 1313.9	1200.5	1039.0	859.3	482.0
	0.3	F= 1110.0	1042.3	918.4	775.1	454.3
IPB _I 120	e/d	$s_k = 1,22$	2,45	3,67	4,89	7,34
	0.0	F= 334.2	292.7	239.3	186.4	93.2
	0.1	F= 271.4	243.5	205.3	165.1	87.6
	0.2	F= 228.6	208.4	179.8	148.2	82.6
	0.3	F= 195.0	182.1	159.9	134.4	78.1

Tabelle A1: Zulässige Normalkräfte F bei unterschiedlichen Lastausmittungen (e/d= 0,0; 0,1; 0,2 und 0,3)

di = 1.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.641	0.688	0.803	0.964	1.474
0.1	0.688	0.703	0.801	0.948	1.455
0.2	0.708	0.686	0.751	0.857	1.318
0.3	0.739	0.678	0.721	0.807	1.220
di = 2.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.534	0.572	0.677	0.821	1.280
0.1	0.572	0.586	0.675	0.807	1.263
0.2	0.590	0.571	0.630	0.731	1.143
0.3	0.616	0.567	0.603	0.682	1.056
di = 3.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.528	0.568	0.688	0.809	1.240
0.1	0.569	0.583	0.665	0.796	1.222
0.2	0.586	0.568	0.624	0.721	1.109
0.3	0.611	0.563	0.599	0.671	1.030
di = 5.0 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.503	0.542	0.635	0.768	1.176
0.1	0.542	0.554	0.634	0.756	1.162
0.2	0.557	0.542	0.594	0.685	1.058
0.3	0.581	0.535	0.569	0.639	0.981

Tabelle A2: Beta-Werte Profil IPB 180 bei maximal
----- zulässiger Brandeinwirkungsdauer.

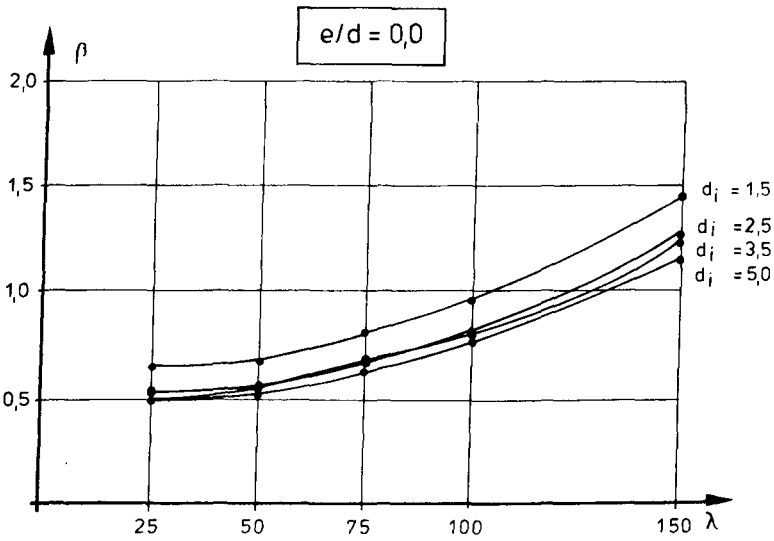


Bild A 6: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 180, $e/d = 0,0$

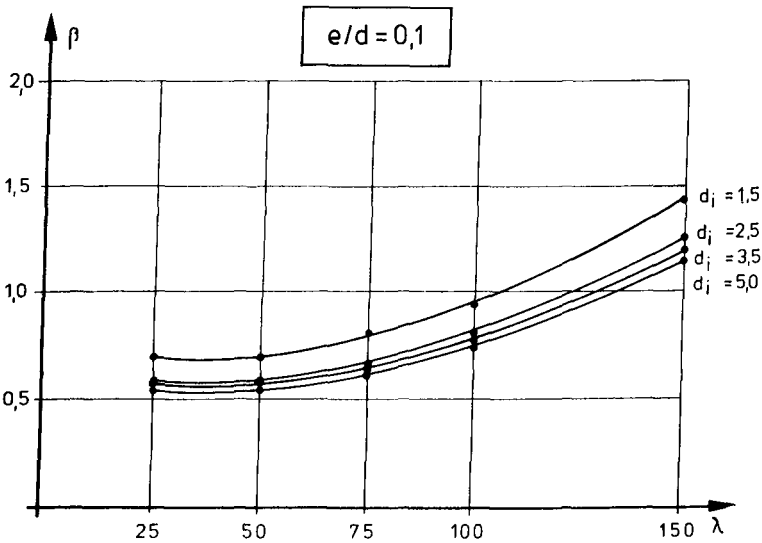
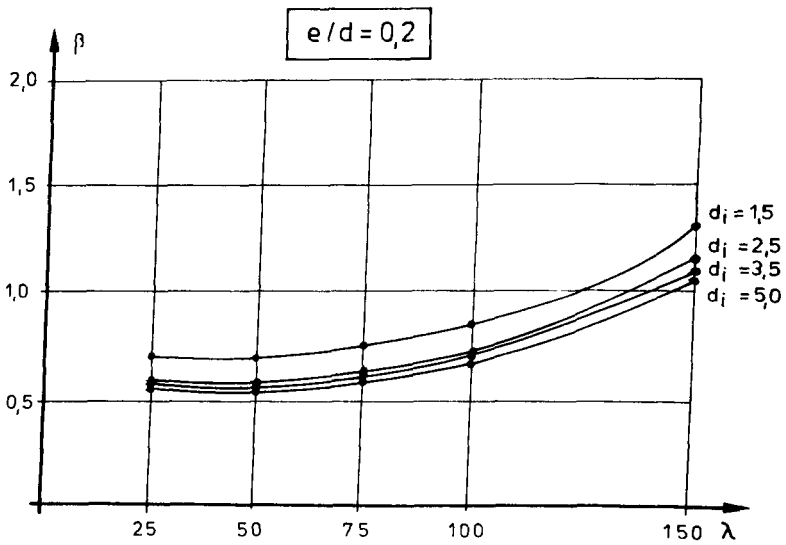


Bild A 7: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 180, $e/d = 0,1$



Bil A 8: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 180, $e/d = 0,2$

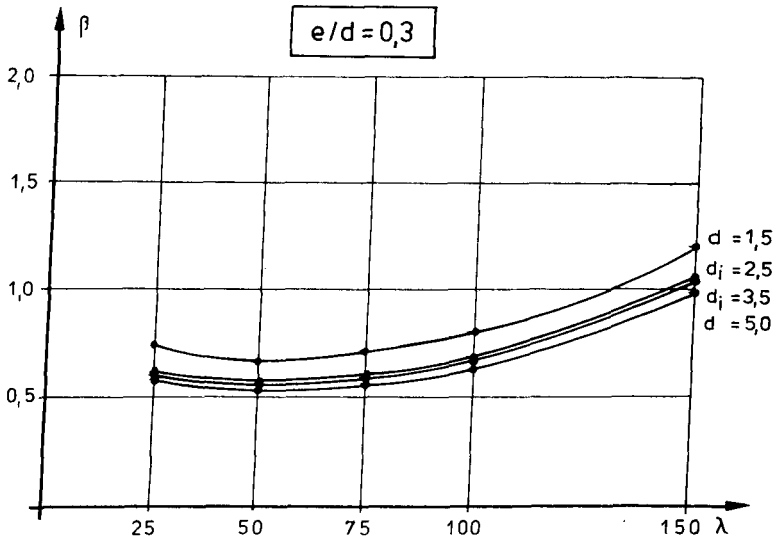


Bild A 9: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 180, $e/d = 0,3$

$d_i = 1.5 \text{ cm}$ $e/d \quad \lambda = 25$					
		50	75	100	150
0.0	0.610	0.684	0.767	0.925	1.424
0.1	0.650	0.670	0.764	0.910	1.406
0.2	0.670	0.653	0.715	0.824	1.277
0.3	0.698	0.645	0.684	0.767	1.182
$d_i = 2.5 \text{ cm}$ $e/d \quad \lambda = 25$					
		50	75	100	150
0.0	0.480	0.521	0.623	0.769	1.210
0.1	0.520	0.535	0.621	0.755	1.200
0.2	0.538	0.520	0.576	0.675	1.083
0.3	0.538	0.511	0.550	0.627	0.996
$d_i = 3.5 \text{ cm}$ $e/d \quad \lambda = 25$					
		50	75	100	150
0.0	0.460	0.498	0.596	0.732	1.155
0.1	0.497	0.510	0.593	0.719	1.138
0.2	0.513	0.496	0.550	0.644	1.032
0.3	0.535	0.488	0.525	0.597	0.951
$d_i = 5.0 \text{ cm}$ $e/d \quad \lambda = 25$					
		50	75	100	150
0.0	0.389	0.426	0.518	0.649	1.049
0.1	0.425	0.437	0.516	0.638	1.035
0.2	0.439	0.424	0.477	0.568	0.933
0.3	0.461	0.416	0.452	0.521	0.857

Tabelle A3: Beta-Werte Profil IPB 220 bei maximal
----- zulässiger Brandeinwirkungsdauer.

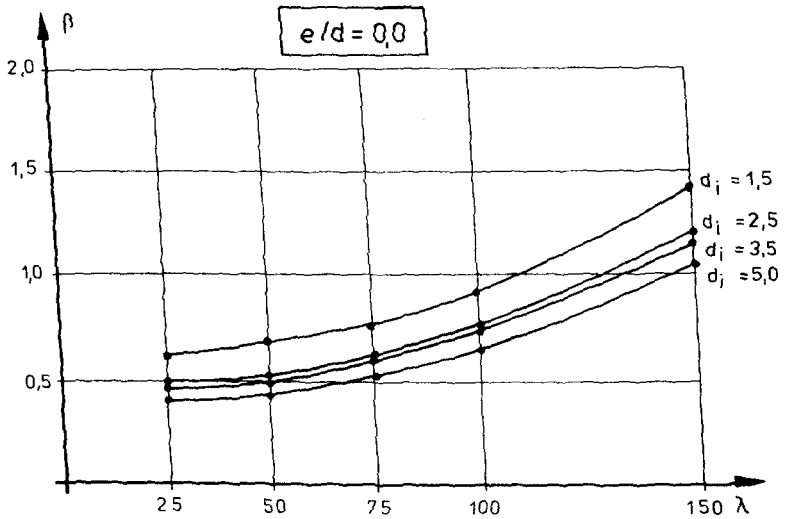


Bild A 10: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 220, $e/d = 0,0$

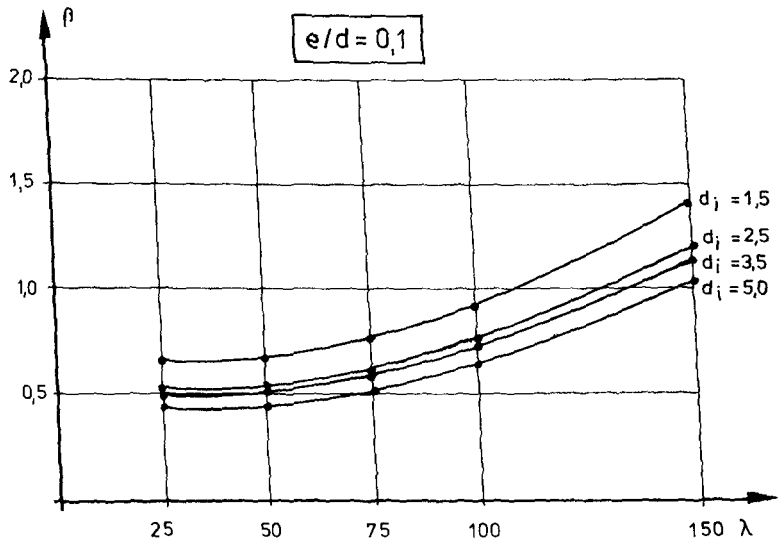


Bild A 11: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 220, $e/d = 0,1$

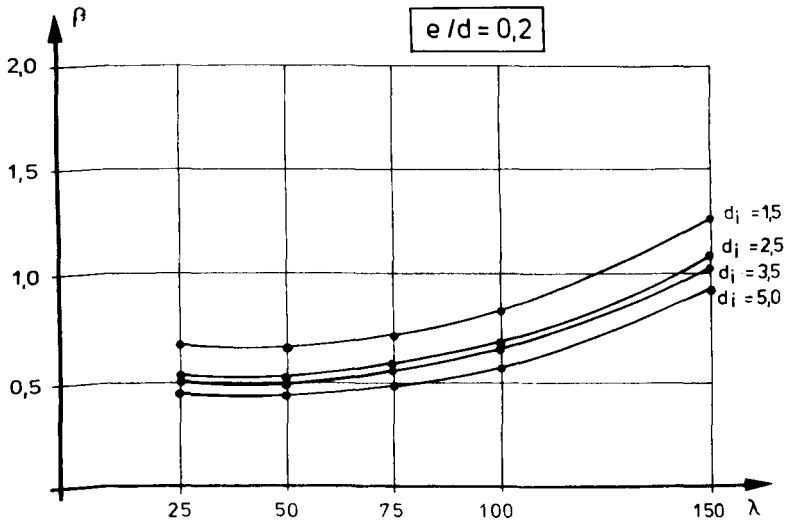


Bild A 12: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 220, $e/d = 0,2$

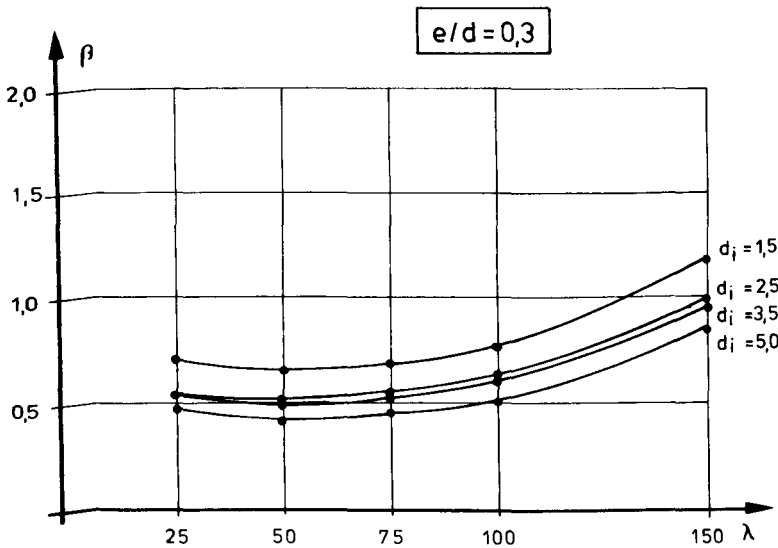


Bild A 13: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB 220, $e/d = 0,3$

di = 1.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.703	0.747	0.854	1.006	1.485
0.1	0.754	0.774	0.864	0.994	1.464
0.2	0.775	0.755	0.810	0.911	1.341
0.3	0.807	0.750	0.786	0.863	1.247
di = 2.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	1.339	1.379	1.484	1.628	2.087
0.1	1.388	1.398	1.484	1.612	2.067
0.2	1.409	1.386	1.441	1.534	1.945
0.3	1.442	1.382	1.416	1.489	1.859
di = 3.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	1.700	1.738	1.841	1.980	2.428
0.1	1.747	1.756	1.840	1.965	2.408
0.2	1.770	1.743	1.798	1.889	2.288
0.3	1.801	1.740	1.774	1.844	2.202

Tabelle A4: Beta-Werte Profil IPB_v 220 bei maximal
----- zulässiger Brandeinwirkungsdauer.

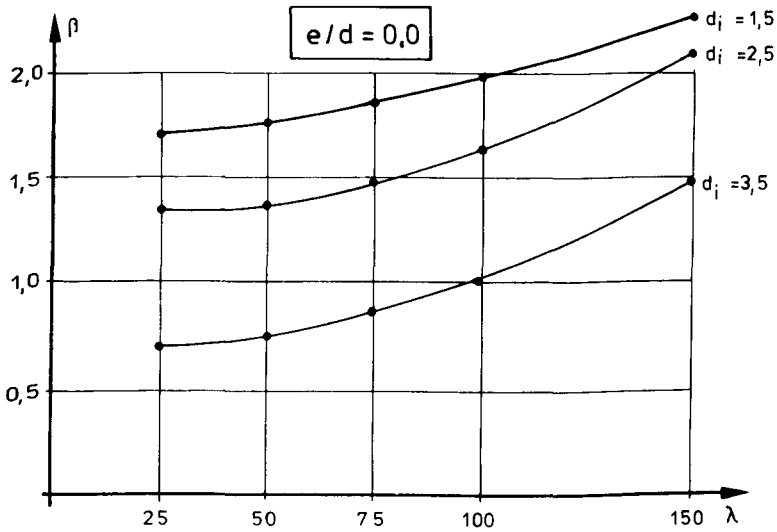


Bild A 14: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungs-
dauer, IPB_V 220, $e/d = 0,0$

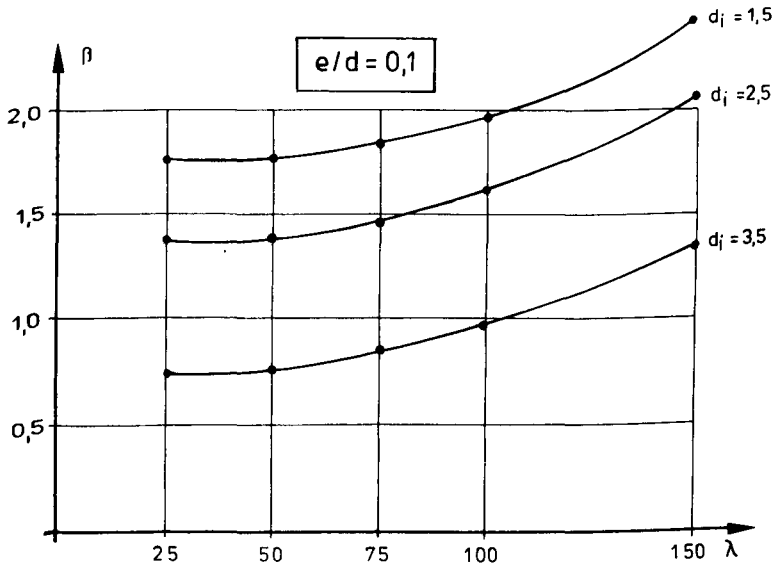


Bild A 15: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungs-
dauer, IPB_V 220, $e/d = 0,1$

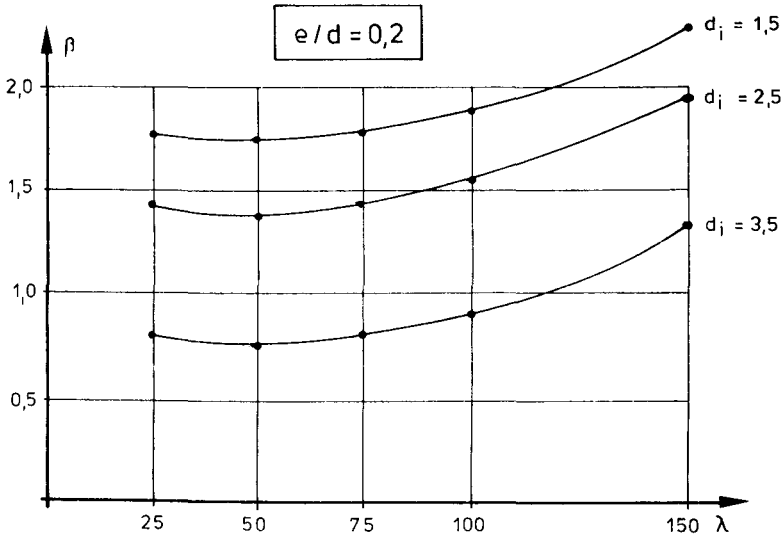


Bild A 16: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB_V 220, $e/d = 0,2$

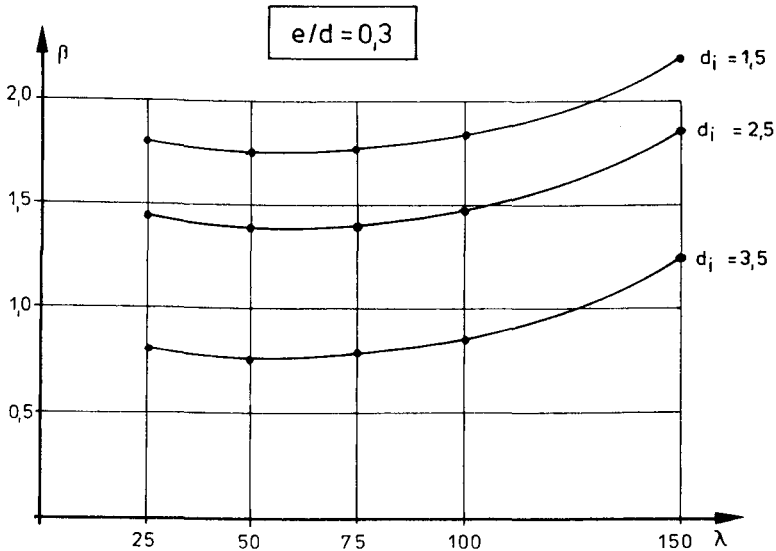


Bild A 17: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB_V 220, $e/d = 0,3$

di = 1.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.737	0.782	0.905	1.068	1.625
0.1	0.773	0.783	0.889	1.039	1.582
0.2	0.787	0.759	0.829	0.938	1.428
0.3	0.815	0.741	0.792	0.879	1.321
di = 2.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.507	0.551	0.655	0.808	1.291
0.1	0.543	0.552	0.642	0.780	1.260
0.2	0.553	0.532	0.586	0.688	1.129
0.3	0.576	0.518	0.558	0.634	1.028
di = 3.5 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.502	0.543	0.642	0.785	1.231
0.1	0.536	0.544	0.629	0.758	1.208
0.2	0.545	0.524	0.584	0.675	1.088
0.3	0.568	0.511	0.548	0.625	0.994
di = 5.0 cm					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.462	0.502	0.598	0.736	1.161
0.1	0.495	0.502	0.585	0.715	1.138
0.2	0.509	0.484	0.538	0.663	1.015
0.3	0.525	0.472	0.509	0.579	0.920

Tabelle A5: Beta-Werte Profil IPB₁ 120 bei maximal
----- zulässiger Brandeinwirkungsdauer.

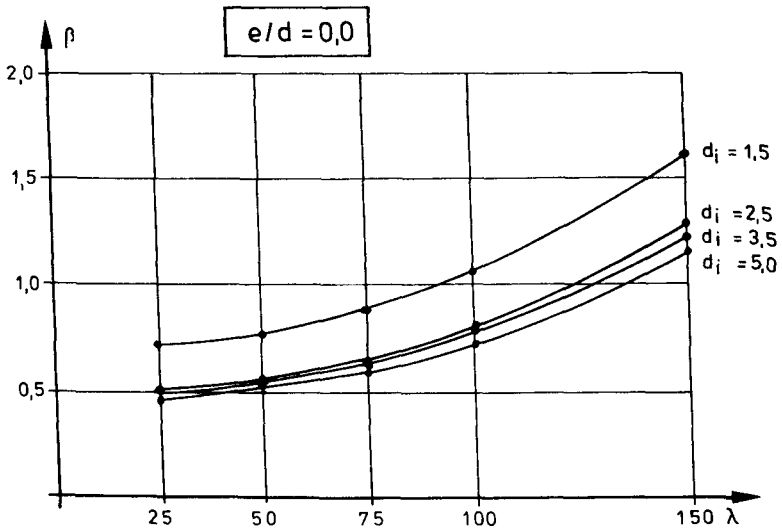


Bild A 18: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB_1 120, $e/d = 0,0$

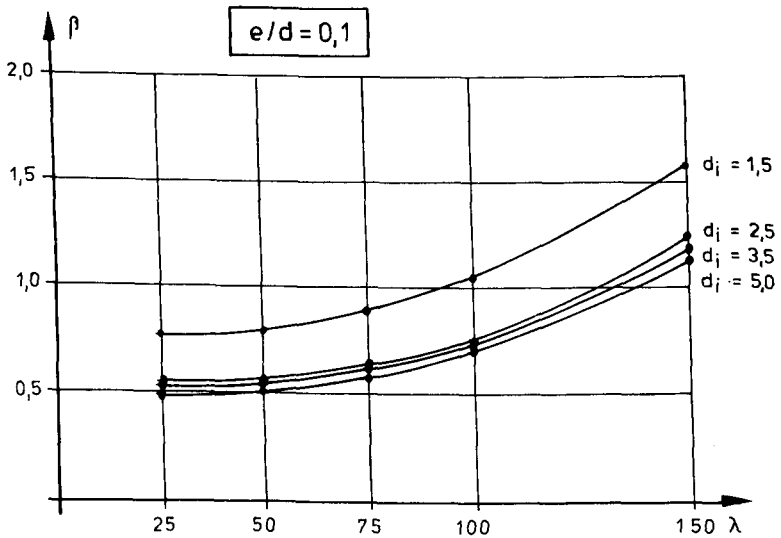


Bild A 19: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungsdauer, IPB_1 120, $e/d = 0,1$

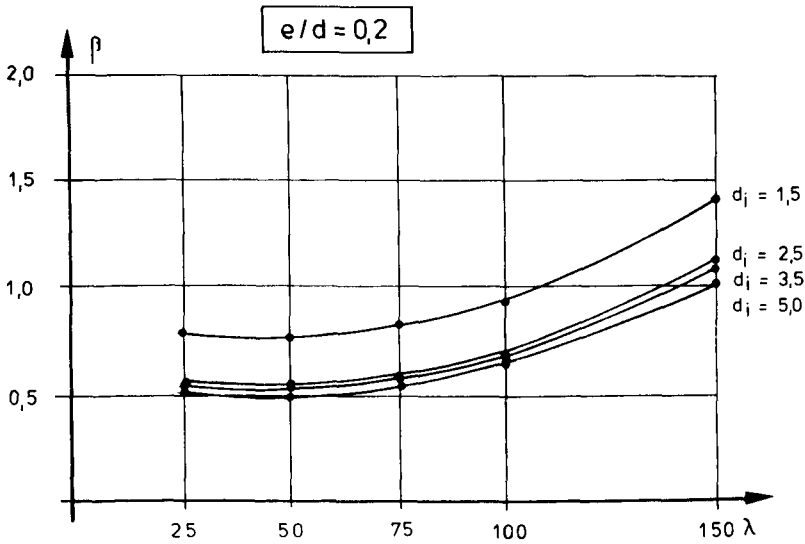


Bild A 20: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungs-
dauer, IPB_1 120, $e/d = 0,2$

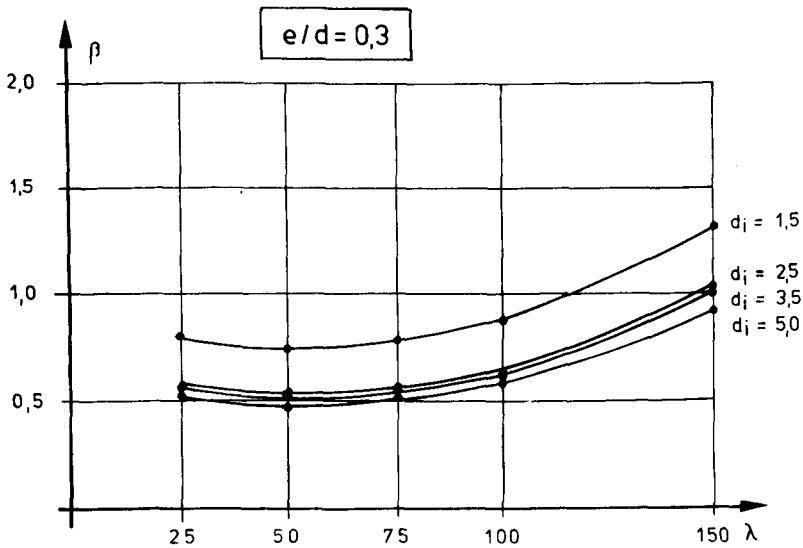


Bild A 21: β -Werte bei maximal zulässiger Brandeinwirkungs-
dauer, IPB_1 120, $e/d = 0,3$

di = 1.5 cm, t = 30 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	4.060	3.574	3.940	4.154	4.935
0.1	4.137	3.705	3.787	4.062	4.911
0.2	4.170	3.790	3.640	3.721	4.772
0.3	4.332	3.766	3.464	3.602	4.329
di = 1.5 cm, t = 60 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	1.058	1.106	1.221	1.388	1.920
0.1	1.108	1.121	1.219	1.370	1.898
0.2	1.128	1.105	1.171	1.276	1.753
0.3	1.160	1.095	1.139	1.221	1.652
di = 2.5 cm, t = 90 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	0.739	0.782	0.886	1.035	1.497
0.1	0.783	0.796	0.884	1.020	1.480
0.2	0.799	0.781	0.838	0.937	1.355
0.3	0.826	0.773	0.808	0.888	1.272
di = 3.5 cm, t = 120 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	0.528	0.569	0.668	0.809	1.239
0.1	0.569	0.582	0.665	0.796	1.222
0.2	0.586	0.569	0.625	0.721	1.113
0.3	0.611	0.564	0.599	0.672	1.029

Tabelle A6: Beta-Werte Profil IPB 180 in Abhängig-
von der Brandeinwirkungsdauer bei Ein-
haltung der Mindestisolierungsstärke.

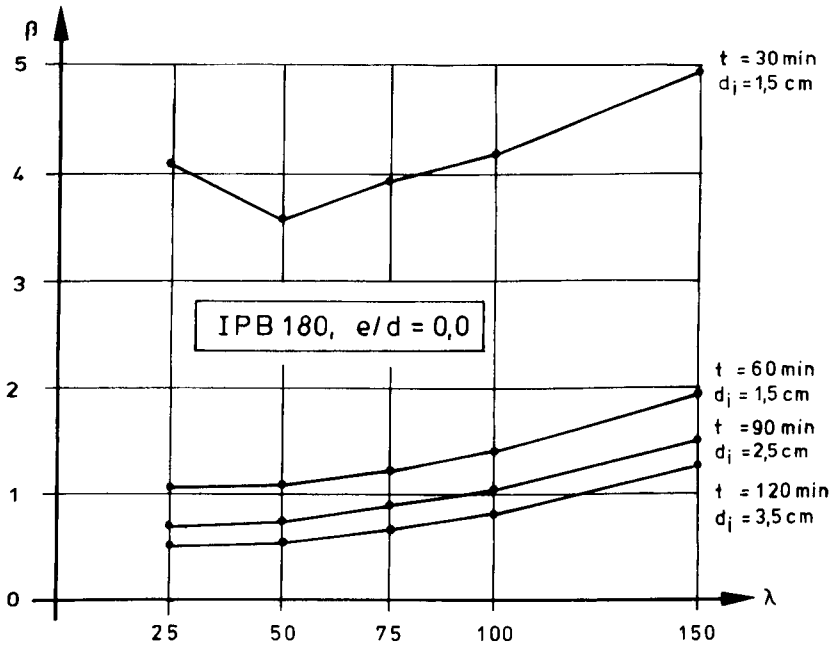


Bild A 22: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

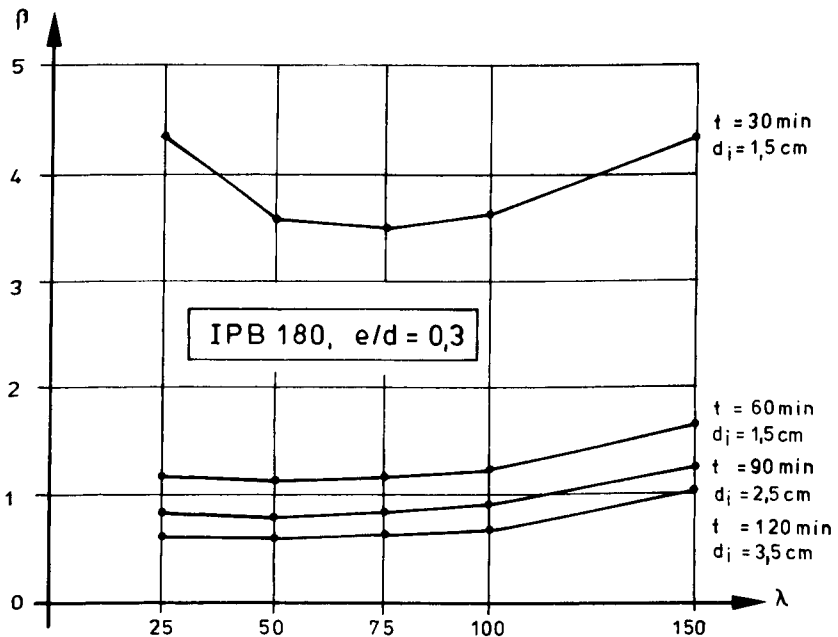


Bild A 23: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

di = 1.5 cm, t = 30 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	4.156	3.860	4.111	4.317	5.047
0.1	4.231	3.974	4.031	4.180	5.000
0.2	4.273	3.912	3.789	3.958	4.662
0.3	4.443	3.973	3.733	3.774	4.472

di = 1.5 cm, t = 60 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	1.568	1.612	1.734	1.896	2.442
0.1	1.613	1.626	1.729	1.876	2.417
0.2	1.634	1.607	1.674	1.787	2.265
0.3	1.665	1.595	1.640	1.728	2.160

di = 2.5 cm, t = 90 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	1.224	1.263	1.371	1.519	1.993
0.1	1.264	1.276	1.366	1.503	1.980
0.2	1.282	1.259	1.321	1.420	1.853
0.3	1.310	1.249	1.291	1.369	1.758

di = 3.5 cm, t = 120 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	1.001	1.041	1.142	1.283	1.725
0.1	1.041	1.054	1.140	1.268	1.709
0.2	1.059	1.040	1.094	1.189	1.593
0.3	1.082	1.030	1.068	1.143	1.505

Tabelle A7: Beta-Werte Profil IPB 220 in Abhängig-
 ----- von der Brandeinwirkungsdauer bei Ein-
 haltung der Mindestisolierungsstärke.

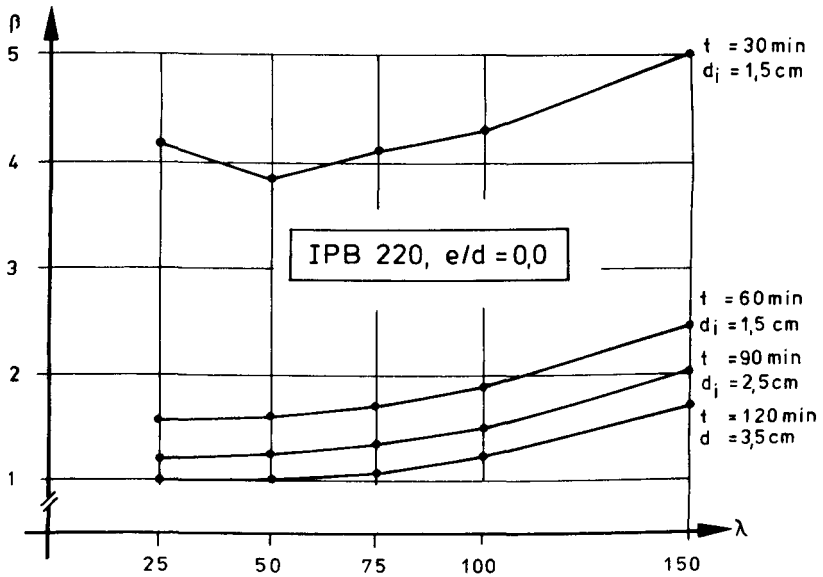


Bild A 24: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

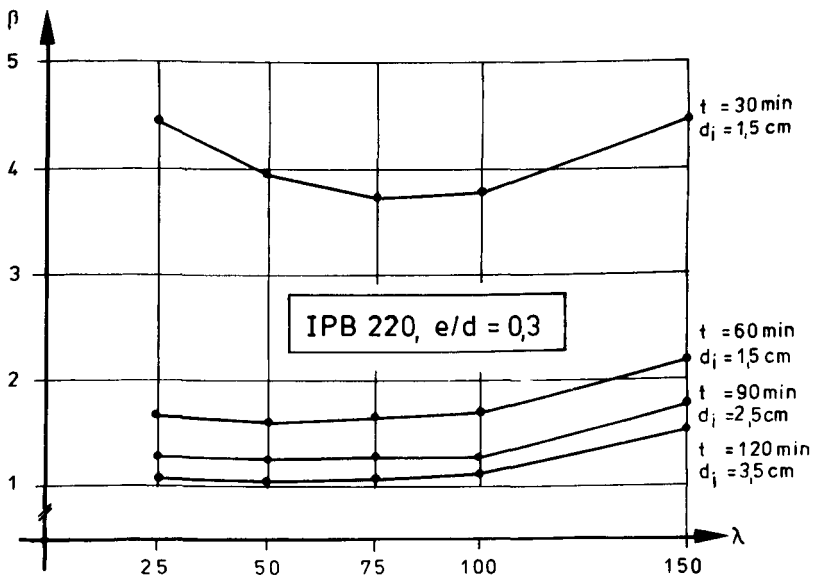


Bild A 25: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

di = 1.5 cm, t = 30 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	4.725	4.696	4.979	5.065	5.500
0.1	4.735	4.801	4.794	4.859	5.425
0.2	4.736	4.728	4.648	4.634	5.111
0.3	4.840	4.584	4.486	4.552	4.975
di = 1.5 cm, t = 60 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	3.444	3.185	3.634	3.737	4.307
0.1	3.454	3.244	3.374	3.618	4.561
0.2	3.478	3.283	3.210	3.340	4.161
0.3	3.515	3.305	3.130	3.184	3.998
di = 1.5 cm, t = 90 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	1.134	1.178	1.289	1.445	1.945
0.1	1.187	1.198	1.290	1.430	1.921
0.2	1.212	1.185	1.246	1.346	1.789
0.3	1.243	1.181	1.219	1.296	1.693
di = 2.0 cm, t = 120 min					
e/d	λ = 25	50	75	100	150
0.0	0.689	0.729	0.830	0.977	1.427
0.1	0.736	0.746	0.831	0.963	1.408
0.2	0.756	0.736	0.790	0.887	1.293
0.3	0.787	0.732	0.766	0.839	1.208

Tabelle A8: Beta-Werte Profil IPBv 220 in Abhängig-
 ----- von der Brandeinwirkungsdauer bei Ein-
 haltung der Mindestisolierungsstärke.

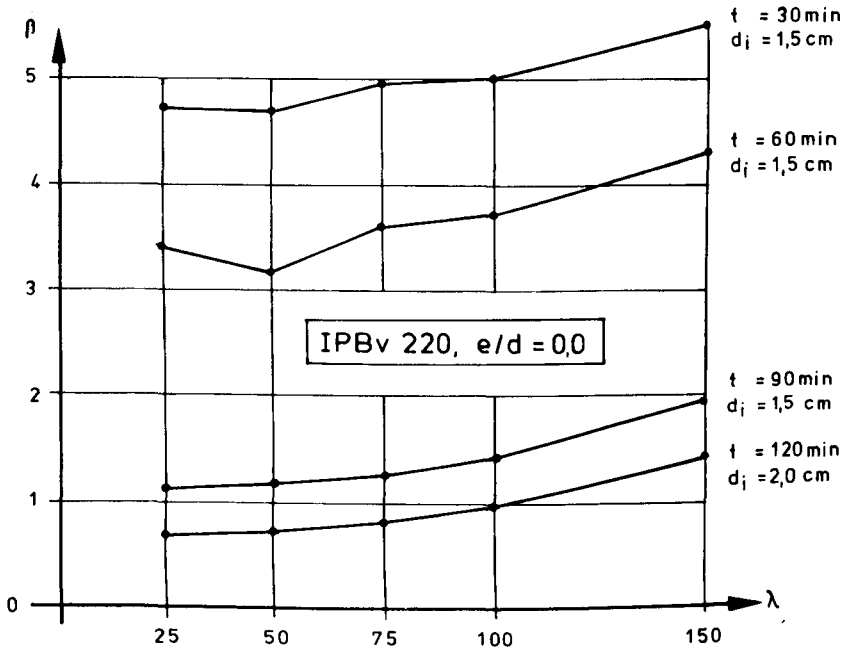


Bild A 26: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

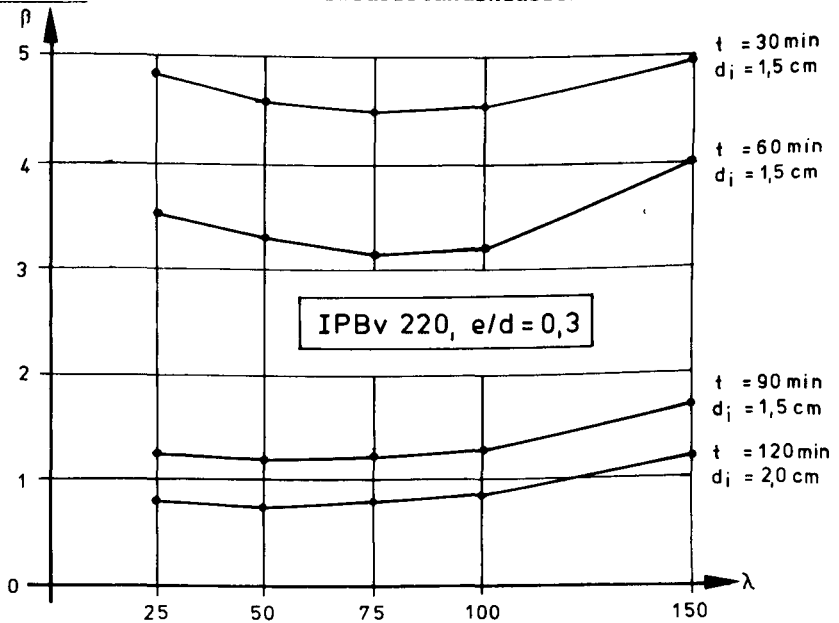


Bild A 27: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

di = 1.5 cm, t = 30 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	2.930	2.962	3.092	3.267	3.891
0.1	2.968	2.964	3.089	3.219	3.848
0.2	2.983	2.934	2.846	3.016	3.654
0.3	3.017	2.919	2.768	3.042	3.617
di = 2.5 cm, t = 60 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.820	0.863	0.971	1.124	1.615
0.1	0.856	0.866	0.957	1.098	1.591
0.2	0.867	0.842	0.905	1.007	1.442
0.3	0.892	0.831	0.869	0.946	1.364
di = 5.0 cm, t = 90 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	1.202	1.248	1.348	1.488	1.942
0.1	1.241	1.252	1.338	1.460	1.916
0.2	1.254	1.227	1.287	1.375	1.789
0.3	1.275	1.213	1.250	1.323	1.693
di = 5.0 cm, t = 120 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	-0.061	0.131	0.056	0.188	0.570
0.1	-0.050	-0.037	0.042	0.158	0.561
0.2	-0.038	-0.053	0.006	0.090	0.457
0.3	-0.019	-0.064	-0.031	0.037	0.364

Tabelle A9: Beta-Werte Profil IPBl 120 in Abhängig-
 ----- von der Brandeinwirkungsdauer bei Ein-
 haltung der Mindestisolierungsstärke.

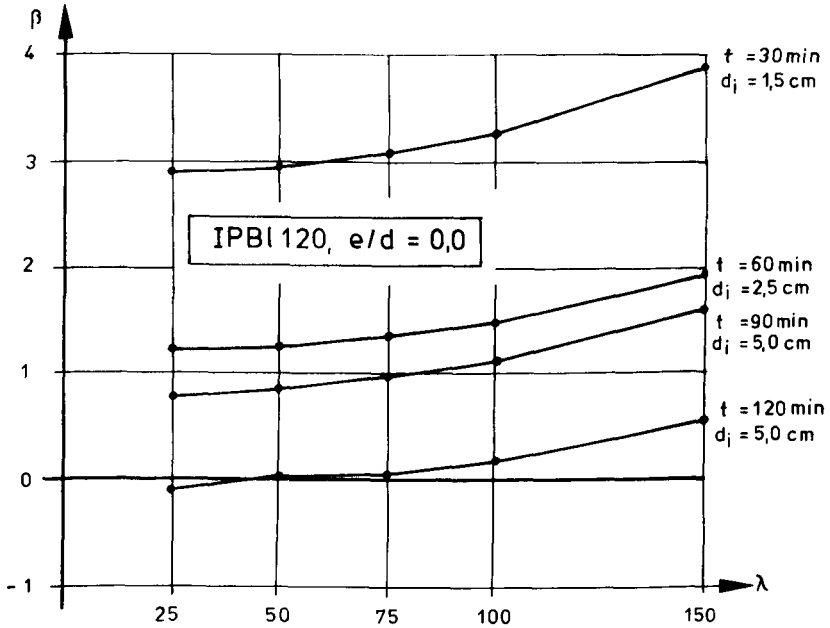


Bild A 28: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

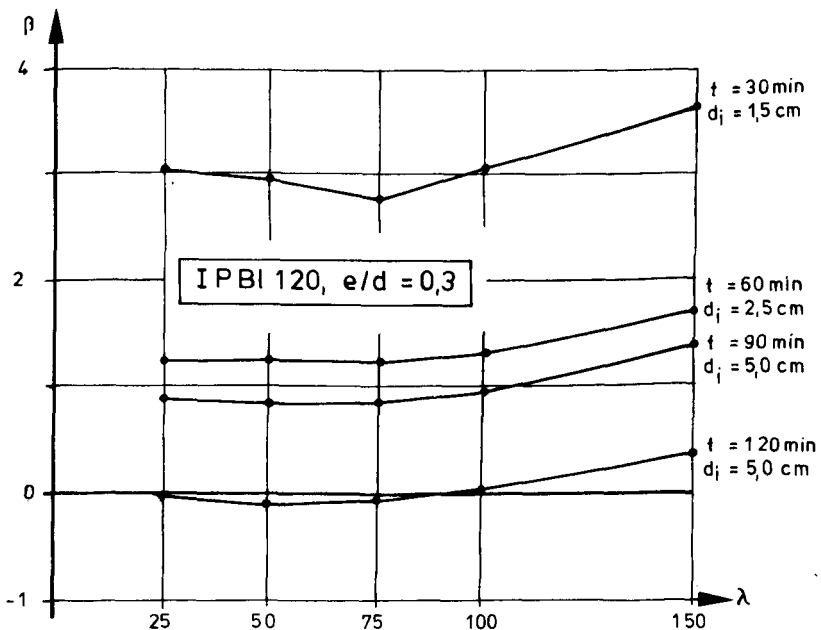


Bild A 29: β -Werte für Feuerwiderstandsklassen F 30 - F 120

IPB 180, t = 15 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	0.341	0.431	0.656	0.965	1.957
0.1	0.434	0.461	0.652	0.930	1.908
0.2	0.476	0.431	0.554	0.764	1.637
0.3	0.533	0.422	0.497	0.655	1.445
IPB 220, t = 15 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	1.010	1.078	1.300	1.591	2.574
0.1	1.081	1.100	1.288	1.552	2.526
0.2	1.121	1.063	1.186	1.384	2.230
0.3	1.178	1.045	1.123	1.274	2.033
IPBv 220, t = 15 min					
e/d	$\lambda = 25$	50	75	100	150
0.0	3.062	2.790	3.064	3.365	4.323
0.1	3.199	2.845	3.006	3.252	4.255
0.2	3.327	2.851	2.837	2.977	3.907
0.3	3.438	2.902	2.750	2.834	3.592

Tabelle A10: Beta-Werte unbedeckter Stahlstützen
 ----- bei einer Brandeinwirkungsdauer von
 15 min

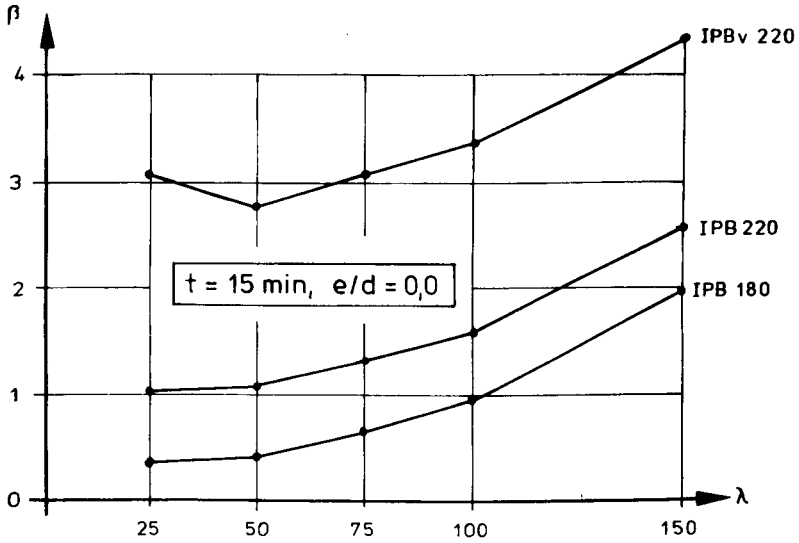


Bild A 30: β -Werte unbekleideter Stahlstützen

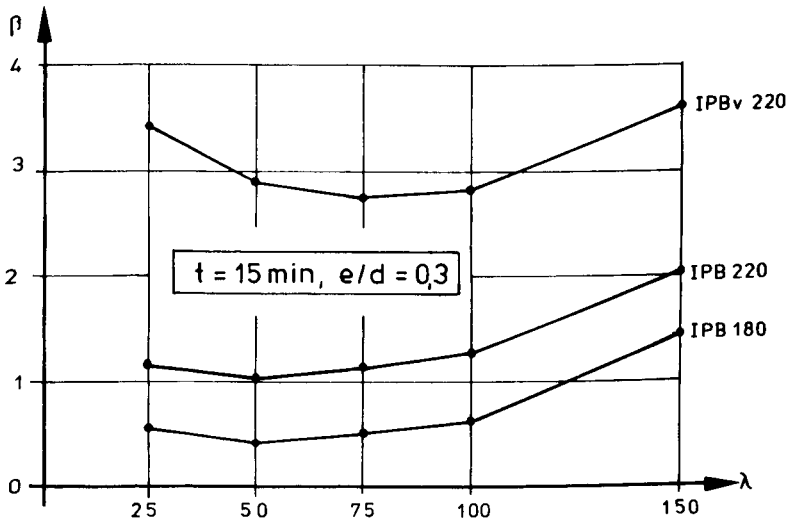


Bild A 31: β -Werte unbekleideter Stahlstützen

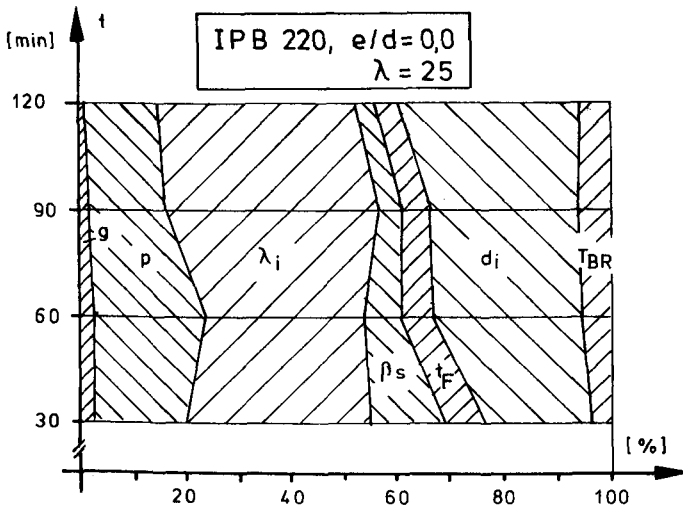


Bild A 32: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

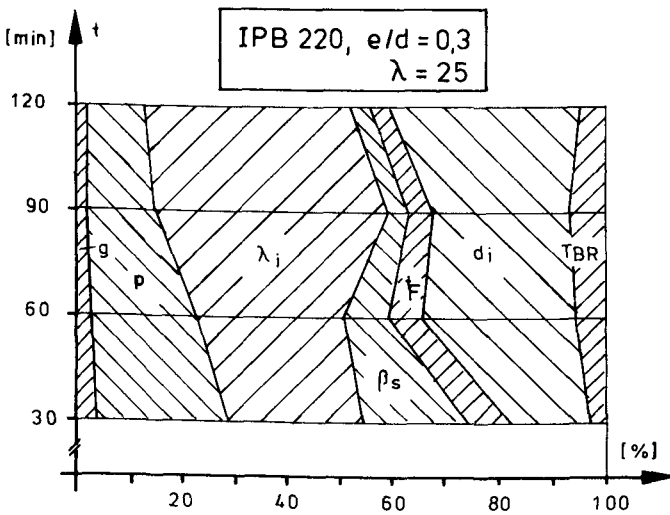


Bild A 33: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

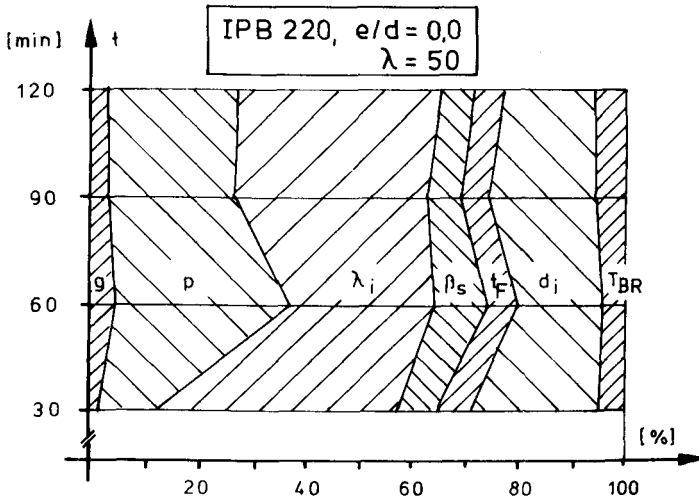


Bild A 34: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

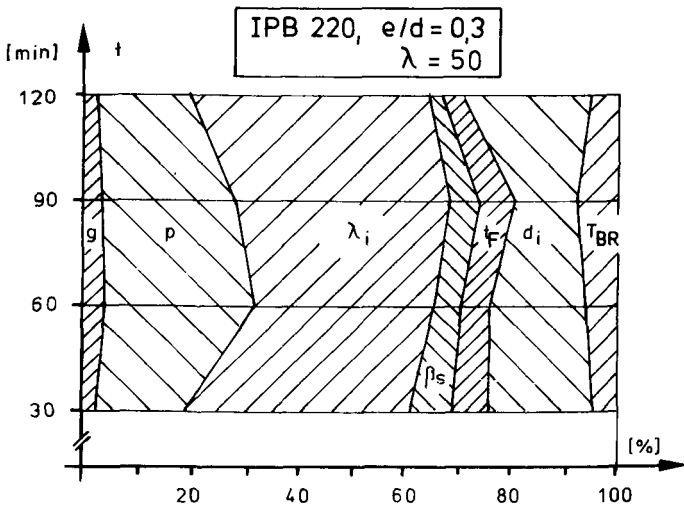


Bild A 35: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

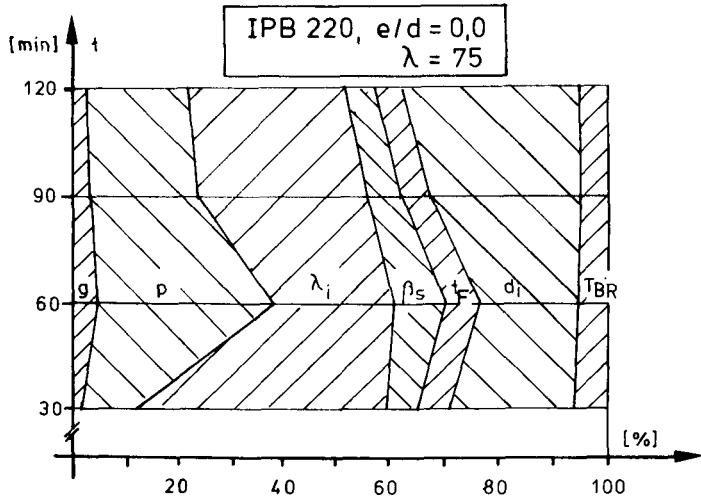


Bild A 36: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

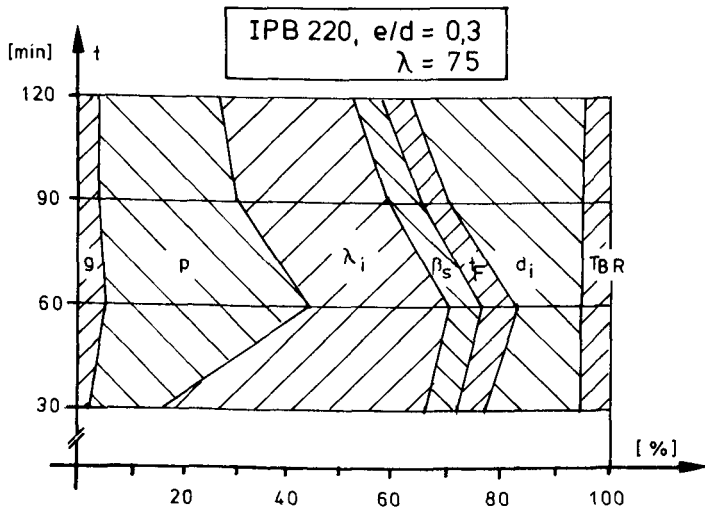


Bild A 37: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

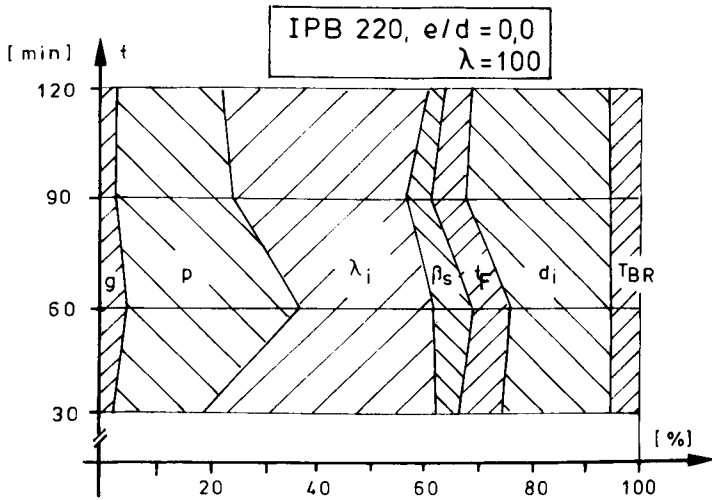


Bild A 38: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

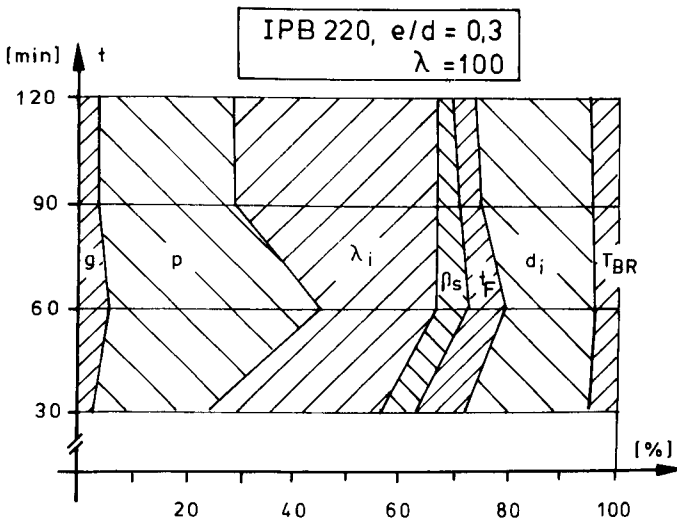


Bild A 39: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

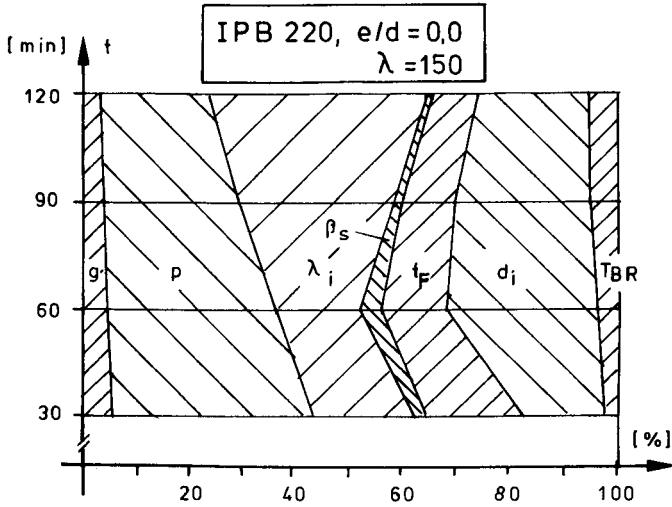


Bild A 40: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

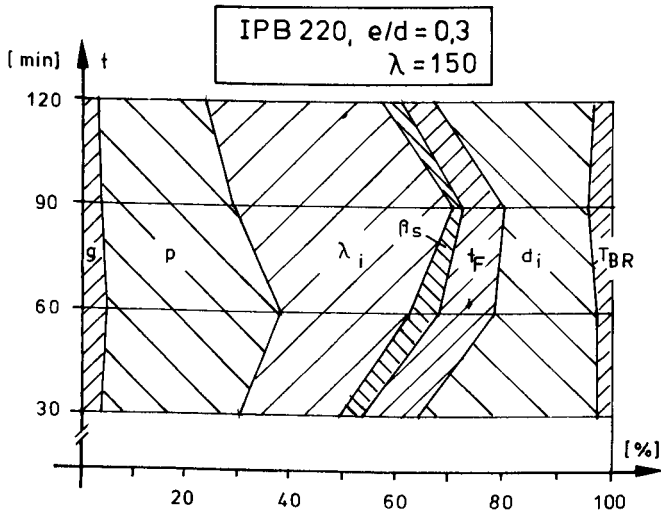


Bild A 41: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

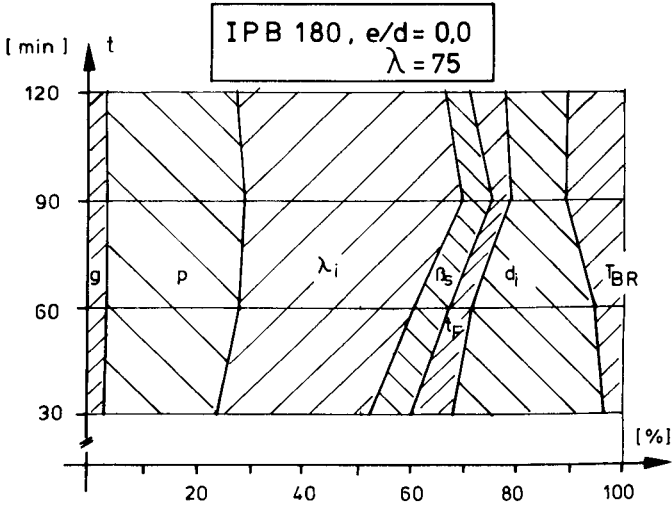


Bild A 42: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

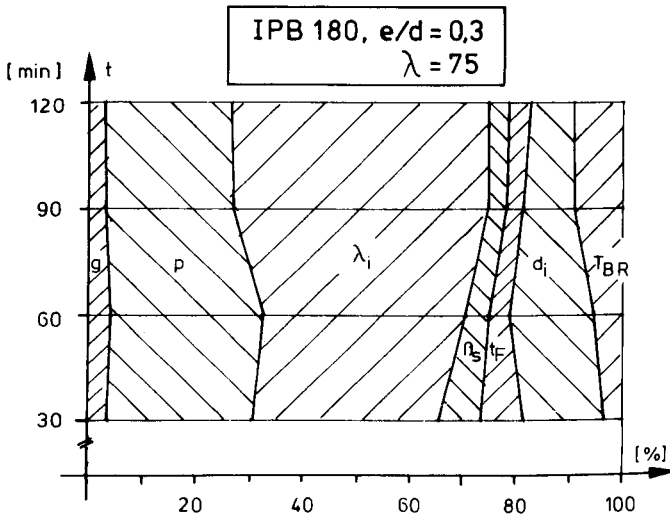


Bild A 43: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

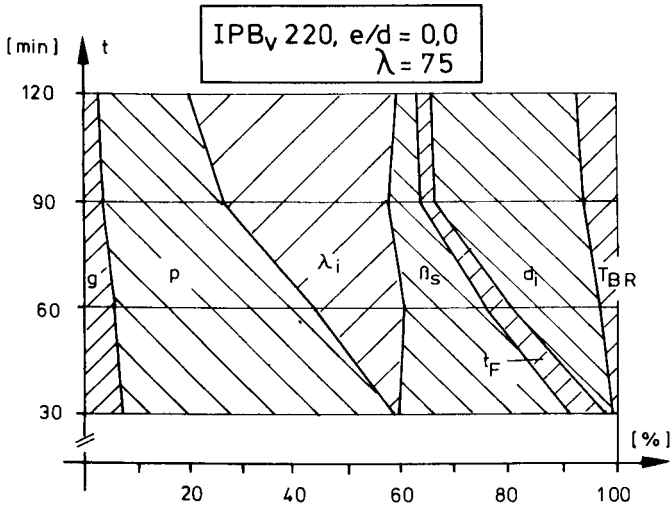


Bild A 44: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

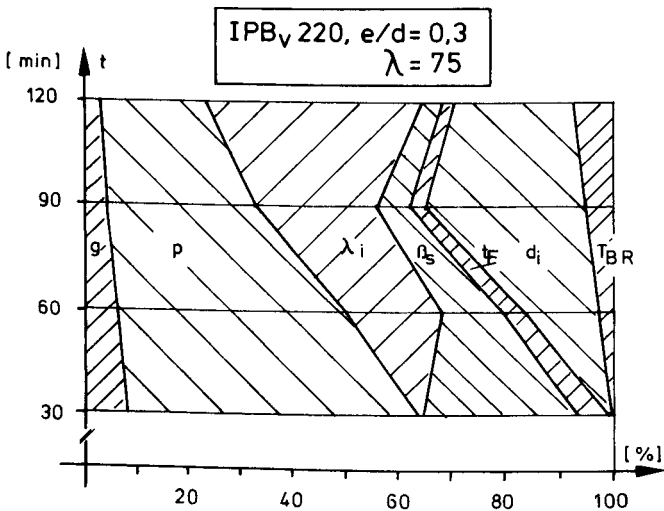


Bild A 45: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

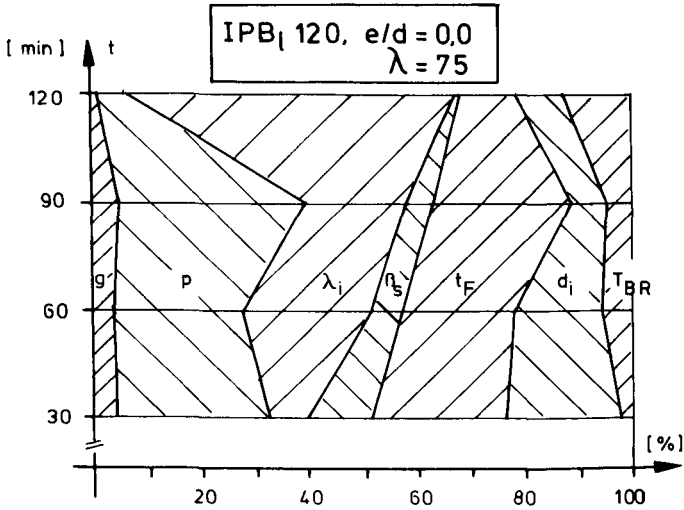


Bild A 46: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

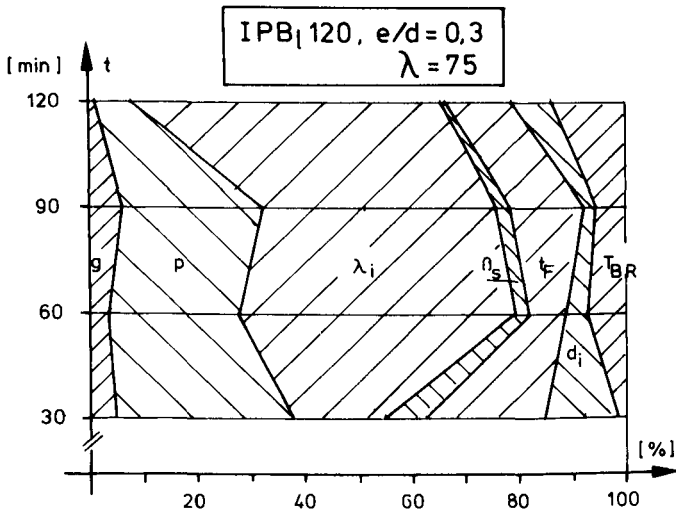


Bild A 47: Anteile der Basisvariablen an der Streuung der Sicherheitszone

8. Literaturverzeichnis

- /1/ Hoffend, F.: Brandverhalten von Stahlstützen bei ausmit-
tiger Lasteinleitung, Dehnbehinderung oder teilweiser Be-
kleidung. SFB 148, Arbeitsbericht 1978 - 1980.
- /2/ Hoffend, F.: Zum Brandverhalten von Stahlbauteilen. Ver-
suchsergebnisse und rechnerische Untersuchungen. SFB 148,
Arbeitsbericht 1981 - 1983.
- /3/ Hoffend, F.: Das Brandverhalten von Stahlstützen - Versu-
che und Berechnung. SFB 148, Arbeitsbericht 1975 - 1977.
- /4/ Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für
Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen; (Teil
I). Heft 46 der Schriftenreihe des Instituts für Baustof-
fe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig.
- /5/ Ehm, H.; Arnault, P.: Versuchsbericht über Untersuchungen
mit natürlichen Bränden. (Metz), Europäische Konvention
der Stahlbauverbände, Doc. (EACM 3.1-69/29, Okt. 1969.
- /6/ - European Recommendations for the Fire Safety of Steel
Structures, European Convention for Constructional Steel-
work 1983.
- /7/ Pettersson, O., et al.: Brandschutztechnische Bemessung
von Stahlkonstruktionen. Lund Institute of Technology,
Lund, Sweden (deutsche Übersetzung).
- /8/ Bøhm, B.: Fully Developed Polyethylen and Wood Compart-
ment Fires with Application to Structural Design. Tech-
nical University of Denmark, Laboratory of Heating and
Air Conditioning, 1977.

- /9/ Hosser, D.; Schneider, U.: Sicherheitskonzept für brand-schutztechnische Nachweise von Stahlbetonbauten nach der Wärmebilanztheorie. Forschungsvorhaben, AZ: IV/1-1-252/80, gefördert vom Institut für Bautechnik, Berlin.

- /10/ Becker, D.; Dabrowski, R.: Grenzmöglichkeiten des Einsatzes wärmedämmender und brandschützender Produkte auf der Basis von Vermiculit. Wirtschaftliche Wärmedämmung im Industrieofen- und Anlagenbau - "Wärmedämmung '83".

- /11/ Magnusson, S.-E.: Wahrscheinlichkeitsanalyse von brandbeanspruchten Baukonstruktionen aus Stahl. Lund Institute of Technology, Lund, Sweden 1974 (deutsche Übersetzung 1975).

- /12/ Petersen, Chr.; Hawranetz, R.: Zur Sicherheitstheorie im konstruktiven Stahlbau. Arbeitsberichte zur Sicherheitstheorie der Bauwerke, Heft 5, Laboratorium für konstruktiven Ingenieurbau der TU München, 1974.

- /13/ Kollmer, A.: Mindeststreckgrenze der Baustähle St 37 und St 52. Der Stahlbau 22 (1953).

- /14/ Knappe, O. W.: Wahrscheinlichkeitstheoretische Optimierung eines Sicherheitskonzeptes für Baukonstruktionen. Berichtsband, 2. Internationale Konferenz über Tragwerkssicherheit und Zuverlässigkeit (I COSSAR '77), Seite 163 ff., Werner-Verlag Düsseldorf 1977.

- /15/ Hawranek, R.; Petersen, Chr.: Sicherheit gedrückter Stahlstützen. Arbeitsberichte zur Sicherheitstheorie der Bauwerke, Heft 8, Laboratorium für konstruktiven Ingenieurbau der TU München 1975.

- /16/ Hawranek, R.: Optimierung von Sicherheitsnachweisen mit besonderem Bezug auf den Tragsicherheitsnachweis von Stützen aus Formstahl. Dissertation, TU München 1978.
- /17/ Bundesanstalt für Materialprüfung: Gutachtliche Stellungnahme zum Brandverhalten von Stahlstützen mit einer Bekleidung aus "VERMITECTA-Platten". Berlin 1977 - mit Ergänzungen.

V. Streuungen von Brandraumtemperaturen

=====

1. Allgemeines

Im Zusammenhang mit der probabilistischen Gesamtbetrachtung des Brandgeschehens und der damit einhergehenden Einbeziehung streuender Größen als "Basisvariablen" erscheint es notwendig, neben der deterministischen Brandeinwirkung aus der Einheitstemperaturkurve auch die Auswirkungen eines natürlichen Brandes in die Betrachtungen mit einzubeziehen. Als erster Schritt sollen daher die auftretenden Streuungen der Brandraumtemperatur und der Bauteiloberflächentemperatur in versuchsmäßig erfaßten Brandräumen unter Berücksichtigung der maßgebenden Basisvariablen und deren Verteilungen untersucht werden. Ziel dieser Untersuchungen soll es sein, eine Aussage über die Größenordnung der zu erwartenden Streuungen in Abhängigkeit der wichtigsten Basisvariablen zu erarbeiten. Dabei ist davon auszugehen, daß die hier getroffenen Untersuchungen streng genommen zunächst für "kleine" Brandräume gelten, da für diese eine ausreichende Anzahl von Versuchen zur Überprüfung des verwendeten Brandraummodells vorliegt. Aus diesem Grund erscheint es zur Zeit noch etwas verfrüht, diese Ergebnisse auch auf "große" Brandräume zu übertragen, jedenfalls solange noch nicht, bis entweder die Übertragbarkeit der an kleinen Brandräumen gewonnenen Versuchsergebnisse auf große Brandräume ausreichend versuchsmäßig oder rechnerisch gesichert ist oder ein für große Brandräume anwendbares gesichertes Rechenverfahren zur Verfügung steht.

2. Verwendetes Rechenmodell

Zur Modellierung des Brandraumes sollte ein einerseits einfaches, andererseits bereits erprobtes Brandraummodell zur Anwendung kommen. Für den vorliegenden Anwendungszweck bot sich das von Babrauskas / 1 / veröffentlichte Programm COMPF 2 an.

Dieses Programm mußte auf die hier durchzuführenden Untersuchungen umgestellt und entsprechend erweitert werden, da es von der ursprünglichen Auslegung her ein sog. "post-flash-over"-Modell darstellt. Dies bedeutet, daß die Aufheizphase des Brandraumes nicht mit berücksichtigt wird. Um diesem Mangel abzuhelpfen, wurden einige Modifikationen bezüglich der Abbrandrate zur Steuerung der Aufheizphase in den Programmablauf mit eingebaut und außerdem die Aufheizung des im Brandraum vorhandenen Luftvolumens berücksichtigt (vgl. hierzu Abschnitt 2.1).

2.1 Grundgleichungen der Wärmebilanzrechnung im Barbrauskas-Modell

Die Grundgleichung der Wärmebilanzrechnung lautet:

$$\dot{h}_c - (\dot{h}_e + \dot{h}_o + \dot{h}_w + \dot{h}_g + \dot{h}_s) = 0 \quad (1)$$

Darin bedeuten:

\dot{h}_c - die pro Zeiteinheit durch Verbrennung im Brandraum freigesetzte Energie

\dot{h}_e - die durch Konvektion entzogene Energie (Gaswechsel)

\dot{h}_o - die durch Fensterstrahlung entzogene Energie

\dot{h}_w - die durch Konvektion und Strahlung an die Umfassungsbauerteile abgegebene Energie

\dot{h}_g - die im Brandraum gespeicherte Energie

\dot{h}_s - sonstige Energieanteile (hier nicht weiter berücksichtigt)

Die Massenbilanz des Brandraumes wird durch die folgende Gleichung beschrieben:

$$\dot{m}_g - (\dot{m}_l + \dot{R}) = 0 \quad (2)$$

mit:

- \dot{m}_g - ausströmende Gasmengen
- \dot{m}_l - einströmende Luftmenge
- \dot{R} - Abbrandrate

Bezüglich des Lösungsweges zur iterativen Auflösung muß auf /1/ verwiesen werden. Im folgenden sollen nur die im Rechenmodell benutzten Annahmen noch einmal erläutert werden, sofern sie für die später vorgenommene M-C-Analyse von Belang sind, d.h. als Basisvariablen in die Rechnung eingehen.

2.2 Bestimmung der Abbrandrate

Die Wärmefreisetzung im Brandraum erfolgt gemäß

$$\dot{h}_C = \dot{R} \cdot H_u \cdot \xi \quad (3)$$

\dot{R} = Abbrandrate der Brandlast (kg/sec)
 H_u = unterer Heizwert der Brandlast
(siehe Abschnitt 2.6)

Eine sehr gute Zusammenstellung der mit der Angabe einer realistischen Abbrandrate zusammenhängenden Probleme findet man in /2/. Auch in dem von Babrauskas /1/ verwendeten Modell werden für die Fälle

- a) "Fuel Surface Control"
- b) "Crib Porosity Control"
- c) "Room Ventilation Control"

Abbrandraten angegeben. Bei den zur Überprüfung des verwendeten Modells vorgenommenen Vergleichsrechnungen von Brandver-

suchen hat sich jedoch der von /3, 4/ gemachte Ansatz als besser geeignet erwiesen. Durch die Auswertung von Brandversuchen (vgl. Bild 1) kommt

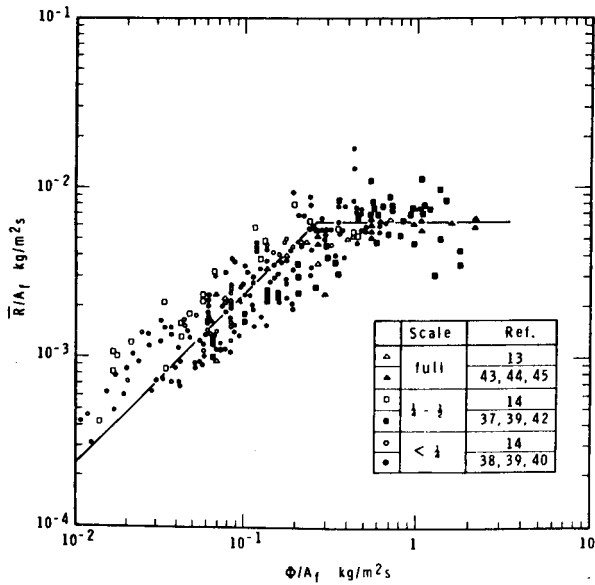


Bild 1: Zusammenhang zwischen Öffnungsfaktor und Abbrandrate
(A_f = freie Oberfläche des Brandgutes)

Hamarthy zu dem Ansatz:

$$\frac{\phi}{\varphi \cdot G} < 0,263 \rightarrow \dot{R} = 0,0236 \cdot \phi \quad [\text{kg/sec}] \quad (4)$$

$$\frac{\phi}{\varphi \cdot G} \geq 0,263 \rightarrow \dot{R} = 0,0062 \cdot \phi \cdot G \quad [\text{kg/sec}] \quad (5)$$

Dabei gelten:

$$\varphi \approx 0,13 \text{ m}^2 \text{ kg}^{-1} \quad (\text{für Holz-Möbel})$$

$$\phi = \text{Ventilationsparameter} = \rho_a \cdot A_v \cdot \sqrt{g \cdot h_v}$$

$$\rho_a = \text{Dichte der Luft} = 1,18 \text{ kg/m}^3$$

$$A_v = \text{Öffnungsfläche [m}^2\text{]}$$

$$h_v = \text{Höhe der Öffnung [m]}$$

$$g = 9,8 \text{ m/sec}^2$$

$$G_0 = \text{Gesamtbrandlast [kg]}$$

Mit der so ermittelten Abbrandrate \dot{R} , wobei die Abbrandrate nach /4/ als die eines voll entwickelten ventilationsgesteuerten Brandes und die nach /5/ als die eines brandlastgesteuerten Brandes interpretiert werden kann, wird gemäß den Ergebnissen in /3/ und /5/ der zeitliche Verlauf des Abbrandes prinzipiell wie folgt dargestellt (vgl. Bild 2):

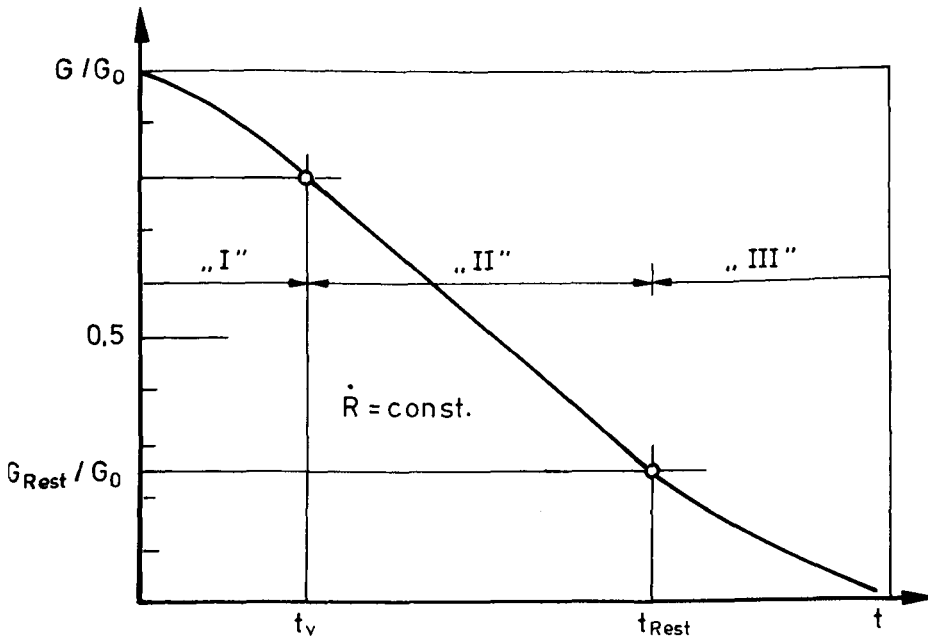


Bild 2: Prinzipieller Abbrandverlauf

t_v - Zeitpunkt des voll entwickelten Brandes
 $\cong 300 \text{ sec}$ bei $q < 60 \text{ kG/m}^2$
 $\cong 600 \text{ sec}$ bei $q \geq 60 \text{ kG/m}^2$

$$\frac{G_{\text{Rest}}}{G} = 0,25$$

Diese Werte werden nach den gemessenen Verläufen des Gesamtabbrandes von /5, 7, 8/ festgelegt. Sie stellen damit eine gewisse "Vorausfestlegung" des Brandgeschehens dar; in den später gezeigten Nachrechnungen der Brandverläufe aus den Versuchsnachrechnungen zeigt sich jedoch, daß diese Festlegung in dem hier betrachteten Parameterbereich sehr gut in der Lage ist, die Vorgänge beim Abbrand der Gesamtbrandlast wiederzugeben. Dabei kann der Zeitraum "I" bis zum Zeitpunkt t_v als Aufheizphase, der mittlere Teil "II" als die Zeit des voll entwickelten Brandes mit näherungsweise konstanter Abbrandrate und der abklingende Kurvenverlauf "III" als Abkühlphase mit nur noch geringer Wärmezufuhr aus der Verbrennung interpretiert werden. Der Verlauf der Abbrandrate für den Teil "I" wurde der Exponentialfunktion (6)

$$\dot{R}_{t < t_v} = A \exp\left(\frac{t}{t_v}\right) - B \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \text{mit } A = B &= \dot{R}/(e^1 - 1) \\ &= \dot{R}/1,71828 \end{aligned}$$

festgelegt. Der Verlauf der Abbrandrate im Bereich "III" wurde ebenfalls mittels einer Exponentialfunktion in Anlehnung an /2/ wie folgt beschrieben:

$$R_{G_{\text{Rest}} < 0,25 G} = \dot{R} \cdot \exp\left(-\dot{R} \cdot (t - t_{\text{Rest}})/G_{\text{Rest}}\right) \quad (7)$$

wobei G_{Rest} die im Brandraum verbleibende Restbrandlast darstellt. Mit den hier kurz skizzierten Randbedingungen gelingt es ohne großen Aufwand, den Brandverlauf in den später verwendeten Parameterbereichen der Brandlast, Raumgröße und Umgebungsparameter zu steuern.

2.2.1 Heizwert der Brandlast

Das für den hier vorliegenden Anwendungszweck modifizierte "Babrauskas-Modell" geht im wesentlichen von Holz-Krippenbränden aus. Auch die zur Festlegung der Abbrandrate in /3/ zusammengestellten Versuche beruhen auf dieser Grundlage. Aus diesem Grund wurde der Faktor φ in Abschnitt 2.2 zu $\sim 0,13$ festgelegt, was diesen Sachverhalt berücksichtigt.

Die chemische Elementarzusammensetzung aller Hölzer im Wasserfreien ist gem. /10/ nahezu gleich. Sie besteht zu

% C - 50 % aus Kohlenstoff,
% O - 43,9 % aus Sauerstoff und
% H - 6,1 % aus Wasserstoff.

Dies bedeutet, daß der Heizwert eines kg Holzes nahezu als konstant anzusehen ist; lediglich der Wassergehalt kann damit als wesentlicher Parameter zur Variation des Heizwertes herangezogen werden. Damit ergibt sich vereinfachend - je nach Wassergehalt - die aktuelle chemische Zusammensetzung, z. B. für den Kohlenstoff zu

$$\% C = \% C_{\text{trocken}} \left(1 - \frac{\% H_2O}{100}\right), \quad (8)$$

wobei % H_2O den vorhandenen Wassergehalt des Holzes darstellt.

Wird der obere Heizwert des absolut trockenen Holzes gem. /10/ zu ~ 21 MJ/kg angesetzt, dann ergibt sich der jeweilige Netto-Heizwert des Holzes in Abhängigkeit vom Wassergehalt zu:

$$H_u = H_{\text{trocken}} \cdot \left(1 - \frac{\% H_2O}{100}\right) - (\% H_2O + 9,0 \cdot \% H) \cdot \frac{2,44 \text{ E6}}{100} \quad (9)$$

mit $2,44 \text{ E6 J/kg}$ = Verdampfungswärme des Wassers bei 25° .

Der Verlauf des Netto-Heizwertes - bezogen auf das Naßgewicht - ist in Bild 3 dargestellt:

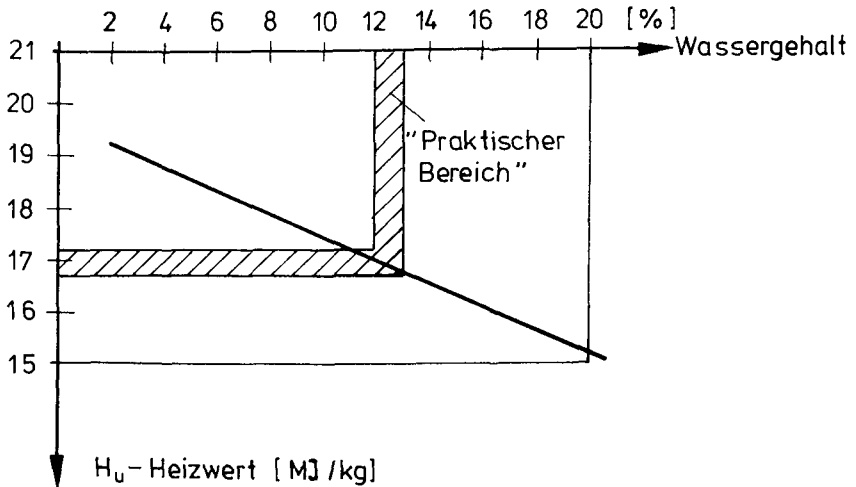


Bild 3: Abhängigkeit des unteren Heizwertes vom Wassergehalt des Holzes

Damit ergibt sich der hier interessierende untere Heizwert z. B. bei einer mittleren Feuchte von 12 - 13 % zu $17 \text{ E6} / 4,1868 \approx 4060 \text{ kcal/kg}$. Dieser Heizwert wird den meisten in der Literatur durchgeführten Wärmebilanzrechnungen zugrunde gelegt. Damit steht eine gute Möglichkeit zur Verfügung, evtl. Schwankungen des Heizwertes der Brandlast über den natürlich vorhandenen Wassergehalt zu steuern.

2.3 Wärmeübergangsbedingungen bezüglich der Fensterstrahlung und der Umfassungsbauteile

Die durch die Fensterstrahlung dem Brandraum entzogene Energie wird gem. /2/ durch den Term

$$\dot{h}_O = A_V \cdot \sigma \cdot (T_g^4 - T_O^4) \quad (10)$$

mit σ = Stefan-Boltzmann-Konstante [5.67 E-8]

T_g = Gastemperatur

T_O = Umgebungstemperatur

beschrieben. Angesichts des i. allg. geringen, durch die Fensterstrahlung an die Außenluft abgegebenen Energieanteils kann diese einfache Beschreibungsart hingenommen werden.

Der durch Konvektion und Strahlung an die Umfassungsbauteile abgegebene Energieanteil kann zu

$$\dot{h}_{w,c} = A_w \cdot \left[\sigma \cdot \frac{1}{1/\epsilon_g + 1/\epsilon_w - 1} \cdot (T_g^4 - T_w^4) + h \cdot (T_g - T_w) \right] \quad (12)$$

angegeben werden.

Darin bedeuten:

ϵ_g = Emissivität des Gases

ϵ_w = Emissivität der Wand

T_w = Temperatur der Wand

h = konvektiver Wärmeübergangskoeffizient

Der konvektive Anteil des Wärmeübergangs gemäß /1/ wird durch den Term

$$h = 5 \cdot (T_g - T_w)^{1/3} \quad (13)$$

beschrieben. Dies ergibt bei Temperaturdifferenzen zwischen dem Gas und der Wandoberfläche von

Δt	h	
100 °	→ 23,2	} [W/m K]
150 °	→ 26,5	
200 °	→ 29,2	
250 °	→ 31,5	

Zum Vergleich soll erwähnt werden, daß in /11/ ein Wert von $20 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K} \hat{=} 23,26 \text{ W/mK}$ verwendet wird. Die Messungen bei den Brandversuchen von Metz /5/ haben konvektive Wärmeübergänge von $20 - 30 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K} \hat{=} 23,3 - 34,9 \text{ W/mK}$ ergeben, wobei größere Werte bei steigenden Wandtemperaturen gemessen wurden. Damit kann der von Barbrauskas angegebene und in der vorliegenden Untersuchung verwendete Wert als sehr gute Näherung angesehen werden.

Auf der Außenseite des Brandraums wird der Faktor 5 in (13) durch 1,87 ersetzt.

Der Strahlungsanteil des Bauteilwärmeeübergangs kann im wesentlichen durch die Werte ϵ_g und ϵ_w beschrieben werden. Dabei wird für $\epsilon_g = 0,9$ ("grauer Strahler") gesetzt. Gemäß den in /5/ und /7/ gemessenen Werten schwankt ϵ_w zwischen 0,65 bis 0,85, wobei der Wert 0,85 mehr auf die Ergebnisse in /7/ zutrifft. In der Literatur wird vielfach der erste Term von (12) in der Form

$$\dot{h}_{w,\epsilon} = A_w \cdot [\sigma \cdot \epsilon_{\text{res}} \cdot (T_g^4 - T_w^4) + h \cdot (T_g - T_w)] \quad (14)$$

angegeben, wobei ϵ_{res} die resultierende Emissivität darstellt. Mit $\epsilon_w = 0,65$ und $\epsilon_g = 0,9$ ergibt sich ein

$$\epsilon_{\text{res}} \hat{=} 0,61 \quad (15)$$

und mit $\epsilon_w = 0,85$ ergibt sich

$$\epsilon_{\text{res}} \hat{=} 0,77. \quad (16)$$

Damit stimmen die resultierenden Emissivitäten gut mit den in der Literatur angegebenen Werten überein (vgl. z.B. /11/), so daß von dieser Seite keine Veränderungen vorgenommen zu werden brauchten.

2.4 Wärmeenergie des Brandraumes

Das von Barbrauskas verwendete Brandraummodell ist primär ein sog. "post-flashover"-Modell. Durch die Modifikation der Abbrandrate gem. Abschnitt 2.2 konnte eine recht gute Beschreibung der Aufheizphase erreicht werden. Um jedoch diesen Vorgang in der gesamten Temperaturentwicklung in Anpassung an die Versuchsergebnisse noch etwas besser beschreiben zu können, wurde das Modell um den Term

$$\dot{h}_g = \zeta_g \cdot C_{pg} \cdot v_R \cdot \frac{dT_g}{dt} \quad (17)$$

erweitert. Dabei bedeuten

ζ_g - Dichte der Luft
 C_{pg} - Wärmekapazität der Luft,

welche temperaturabhängig beschrieben werden.

Bezüglich der Wärmekapazitäten, der von den ein- und ausströmenden Gasen mitgeführten Energien, der Zusammensetzung der Pyrolysegase etc. muß auf die Veröffentlichung von Barbrauskas verwiesen werden.

2.5 Weitere verwendete Parameter (bezgl. \dot{h}_1)

Die Masse der in den Brandraum einströmenden Luft wird i. allg. nach (18), ohne hier auf die Ableitung einzugehen, berechnet (vgl. /1, 2/).

$$\dot{m}_1 = \frac{2}{3} \cdot C \cdot \zeta_o \cdot \frac{(2g \cdot (1 - \frac{\zeta_g}{\zeta_o}))^{1/2}}{\left\{ 1 + (\frac{\zeta_o}{\zeta_g})^{1/3} \cdot \left[1 + (\frac{p}{\dot{m}_1}) \right]^{2/3} \right\}^{3/2}} \quad (18)$$

Mit

ζ_o = Dichte der Umgebungsluft
 ζ_g = Dichte der Verbrennungsgase

\dot{m}_p = Masse der ausströmenden Verbrennungsgase
 \dot{m}_l = Masse der einströmenden Luft

Dabei stellt C den sogenannten Kontraktionskoeffizienten ("Discharge Koeffizient") dar, welcher die Strömungsbehinderung im Randbereich von Öffnungen berücksichtigen soll. Gemäß /12/ wird dieser Wert zu

$$C = 0,68 \quad (19)$$

gesetzt. Dieser Wert wird auch in /1/ verwendet.

2.6 Verbrennungsvorgang - Brandlast- oder ventilationsgesteuerter Brand

Der Verbrennungsprozeß innerhalb des Brandraums wird im wesentlichen durch die einströmende Frischluftmenge bestimmt. Strömt genügend Frischluft durch die Brandraumöffnung herein oder ist ein Frischluftüberschuß vorhanden, kommt es zu einer vollständigen Verbrennung - einem sogenannten brandlastgesteuerten Brand. Kann jedoch nicht genügend Frischluft zur Verbrennung der Pyrolyseprodukte in den Brandraum gelangen, d. h., ein Teil der Pyrolysegase entweicht unverbrannt aus dem Brandraum, liegt ein ventilationsgesteuerter Brand vor. Diese Vorgänge können während des Brandverlaufs ineinander übergehen, d. h., zu Brandbeginn kann noch ein brandlastgesteuerter Brand vorliegen, der in der Phase des Vollbrandes in einen ventilationsgesteuerten Brand übergeht, um in der Abkühlphase wieder brandlastgesteuert zu sein. Bei geringeren Brandlasten und ausreichender Öffnungsgröße liegt während des gesamten Brandverlaufs meistens ein brandlastgesteuerter Brand vor.

Die zur stöchiometrischen Verbrennung von Holz benötigte Luftmenge ändert sich je nach der chemischen Zusammensetzung und dem Wassergehalt des Holzes. Mit den in /1/ angegebenen

Werten, dem hier gewählten mittleren Wassergehalt von 12,5 % und der angegebenen chemischen Zusammensetzung des Holzes (s. Abschnitt 2.2.1) ergeben sich die Verhältnisse:

$$\begin{aligned} r_O &= 1,21 \hat{=} \text{kg Sauerstoff pro kg Brennstoff} \\ r &= 5,21 \hat{=} \text{kg Luft pro kg Brennstoff} \end{aligned}$$

Diese Werte stimmen praktisch mit den in /2/ zusammengetragenen Vergleichswerten anderer Arbeiten auf diesem Gebiet überein.

Als Kriterium, ob es sich um einen ventilationsgesteuerten oder brandlastgesteuerten Brand handelt, gilt dann:

$$\begin{aligned} \frac{\dot{m}_1}{r} - R &< 0 - \text{ventilationsgesteuerter Brand} \\ \frac{\dot{m}_1}{r} - R &> 0 - \text{brandlastgesteuerter Brand} \end{aligned} \quad (20)$$

Handwritten notes:
 $\frac{\dot{m}_1}{r} - R$ *erhöhter Luftüberschuß*
 $\frac{\dot{m}_1}{r} - R$ *Abnahme des R*

Die Energiefreisetzung ergibt sich dann je nach Art des Brandes zu

$$\dot{m}_C = H_u \cdot \dot{R} \cdot \xi \quad (\text{brandlastgesteuert}) \quad (21)$$

$$\dot{m}_C = H_u \cdot \frac{\dot{m}_1}{r} \cdot \xi \quad (\text{ventilationsgesteuert}) \quad (22)$$

Dabei berücksichtigt der Faktor ξ , daß bedingt durch die unvollständige Durchmischung des Gasgemisches, Teilentweichen von Brandgasen aus dem Brandraum etc. keine vollständige Energiefreisetzung zustande kommt. Dieser Faktor ξ wurde nach Testrechnungen und aufgrund der Tatsache, daß erst bei einem ca. 25%igen Luftüberschuß eine vollständige stöchiometrische Verbrennung stattfindet, zu

$$\xi = 0,81 \quad (23)$$

gesetzt. Dieser Faktor wird bei der laufenden Berechnung nur noch geringfügig verändert.

2.7 Brandraum-Umfassungsbauteile

Alle Umfassungsbauteile des Brandraums werden vereinfachend gleichstark und aus gleichem Material angenommen. Diese Vereinfachung erscheint bei den hier vorliegenden Fragestellungen zulässig; prinzipiell ist es ohne größere Schwierigkeiten möglich, das vorhandene Modell auch auf Wände mit unterschiedlichen Materialeigenschaften zu erweitern.

Die Lösung der Fourier-Gleichung zur Bestimmung des Wärmedurchgangs durch die Umfassungsbauteile ist in /1, 2/ beschrieben und soll nicht näher erläutert werden. Zur Beschreibung der Eigenschaften der Umfassungsbauteile werden Angaben über

- a) Wärmeleitfähigkeit [W/m · K]
- b) Wärmekapazität [J/kg · K]
- c) Dichte [kg]

benötigt. Es besteht die Möglichkeit, diese als Funktion der jeweiligen Wandtemperatur im Diskretisierungselement anzugeben. Von dieser Möglichkeit wurde hier kein Gebrauch gemacht, da mit gemittelten Werten für die jeweiligen, zum Teil leicht unterschiedlichen Baustoffe der einzelnen Umfassungsbauteile gerechnet werden mußte.

Eine Zusammenstellung der bei der Versuchsnachrechnung verwendeten Rechenwerte ist in der Tabelle 1 enthalten.

3. Nachrechnung von Versuchsergebnissen

Zur Überprüfung der erreichbaren Genauigkeit und Zuverlässigkeit des mit dem in Abschnitt 2 kurz beschriebenen Rechenmodells wurden Brandversuche aus Lehrte /8/, Metz /5/ und Lyngby /7/ nachgerechnet. Die Parameter sind in Tabelle 1 zusammengestellt, wobei die angenommene Wandstärke und die dazugehörigen Materialangaben aus den vorhandenen Werten gemittelt wurden. Die Angaben zu den Materialeigenschaften wurden dabei im wesentlichen /3, 4/ entnommen oder aus den Versuchangaben ermittelt.

	"Lehrte"	"Metz - 1"	"Metz - 2"	"Metz - 3"	"Lyngby"	
b	3,59	3,38	3,38	3,38	4,6	[m]
d	5,05	3,68	3,68	3,68	4,6	[m]
H	2,5	3,13	3,13	3,13	2,5	[m]
A_g	18,13	12,44	12,44	12,44	21,16	[m ²]
A_w	79,46	69,08	69,08	69,08	89,20	[m ²]
h_v	1,51	2,18	2,18	2,18	1,97	[m]
b_v	1,76	1,18	1,18	1,945	1,41	[m]
A_v	2,66	2,57	2,57	4,24	2,78	[m ²]
$A_v \cdot \sqrt{h_v}$	3,27	3,79	3,79	6,26	3,90	[m ^{5/2}]
q	30	30	60	30	21,55	[kg/m ²]
d_w i.M.	0,18	0,24	0,24	0,24	0,20	[m]
λ_w	1,0	1,0	1,0	1,0	0,25	[w/m·K]
C_w	1000,0	1000,0	1000,0	1000,0	1000,0	[J/kg·K]
ρ_w	1950,0	1950,0	1950,0	1950,0	625,0	[kg/m ³]
ϵ_w	0,65	0,65	0,65	0,65	0,85	-

Tabelle 1

Die Ergebnisse der Wärmebilanzrechnungen mit den in Tabelle 1 angegebenen Werten sind auf den Abb. 4 - 8 dargestellt. Dabei bedeuten neben dem angegebenen Brandraum

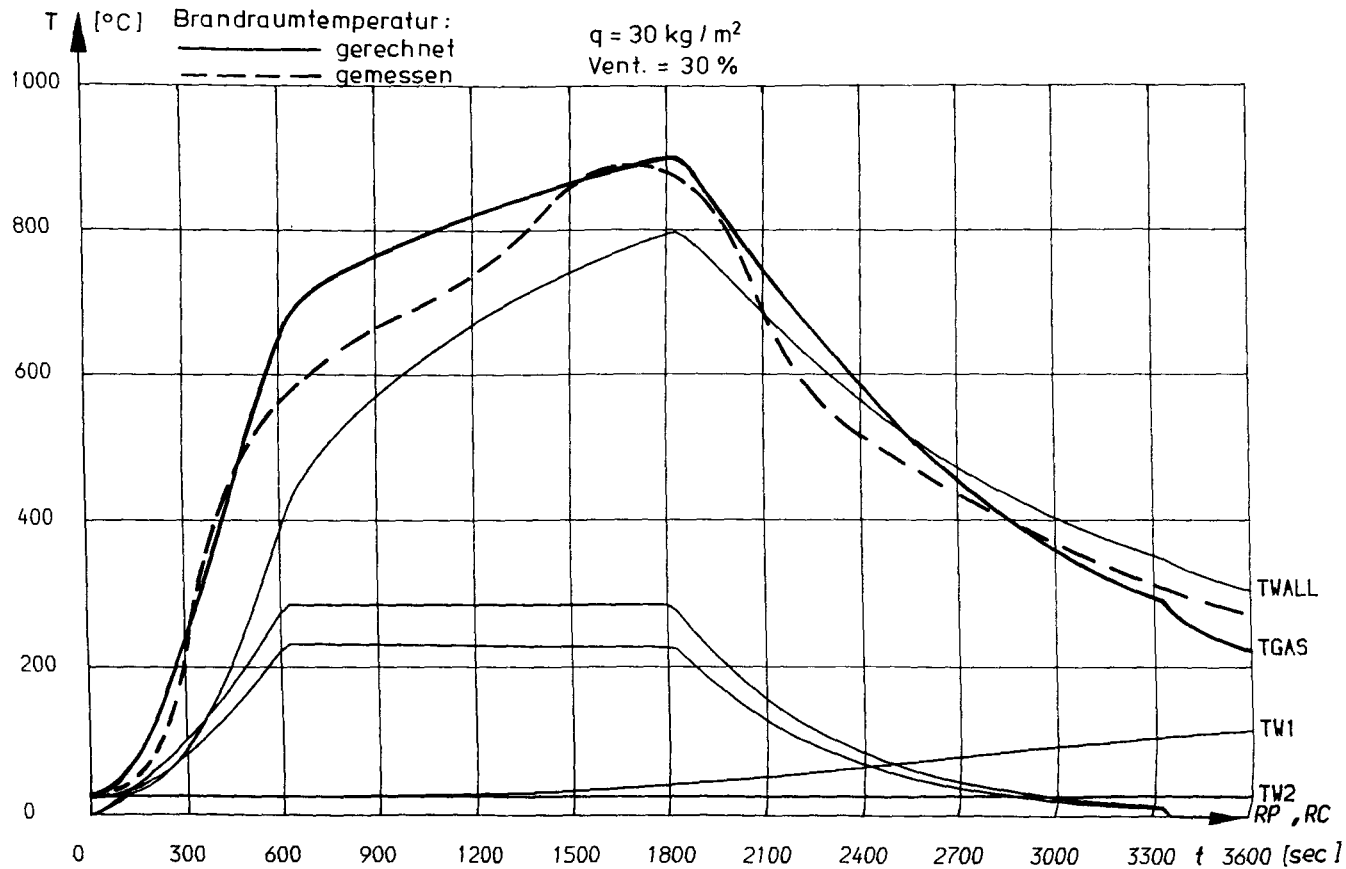


Bild 4: Nachrechnung Versuch Lehrte: Raum 1

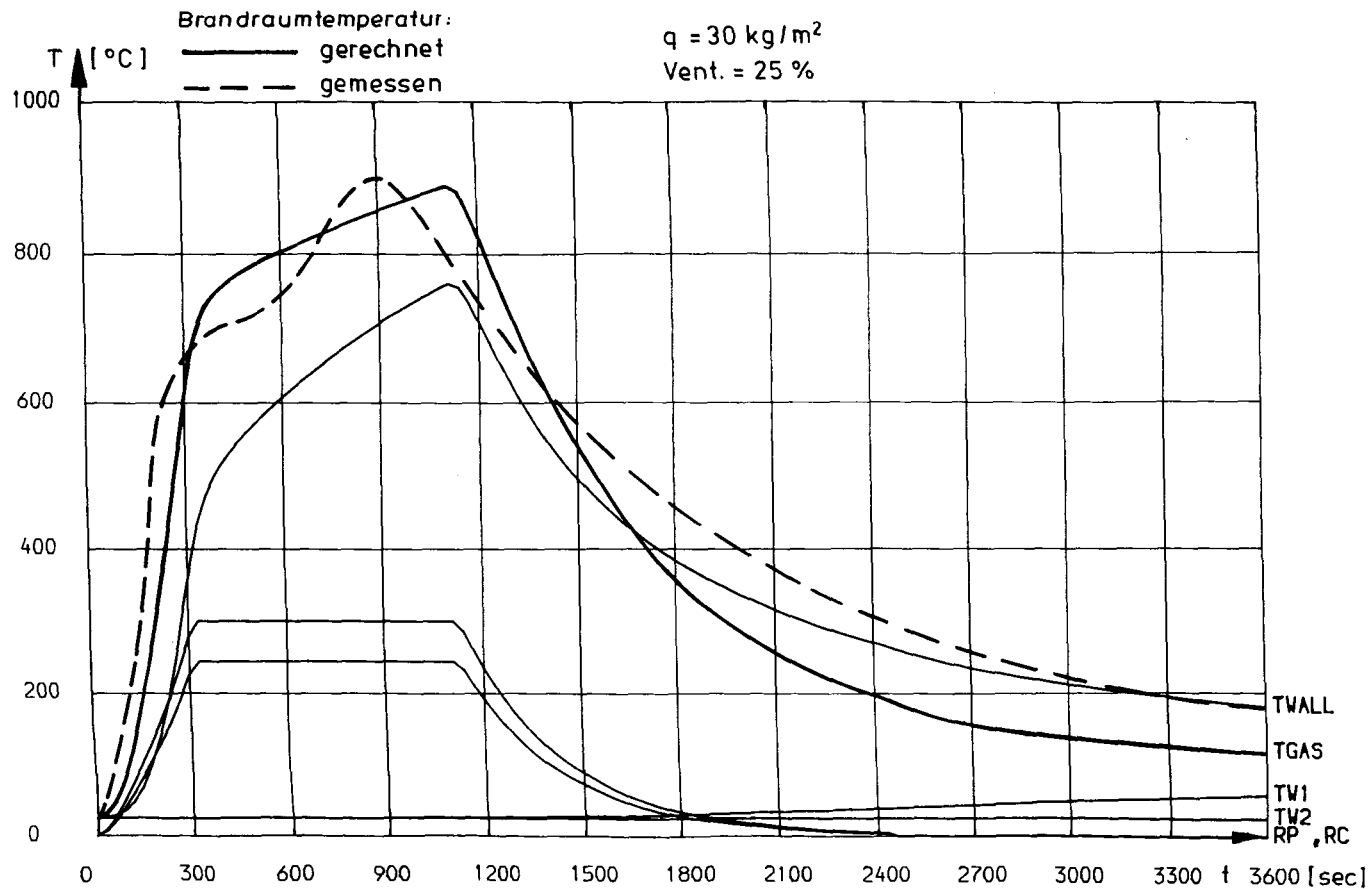


Bild 5: Nachrechnung "Metz - 1"

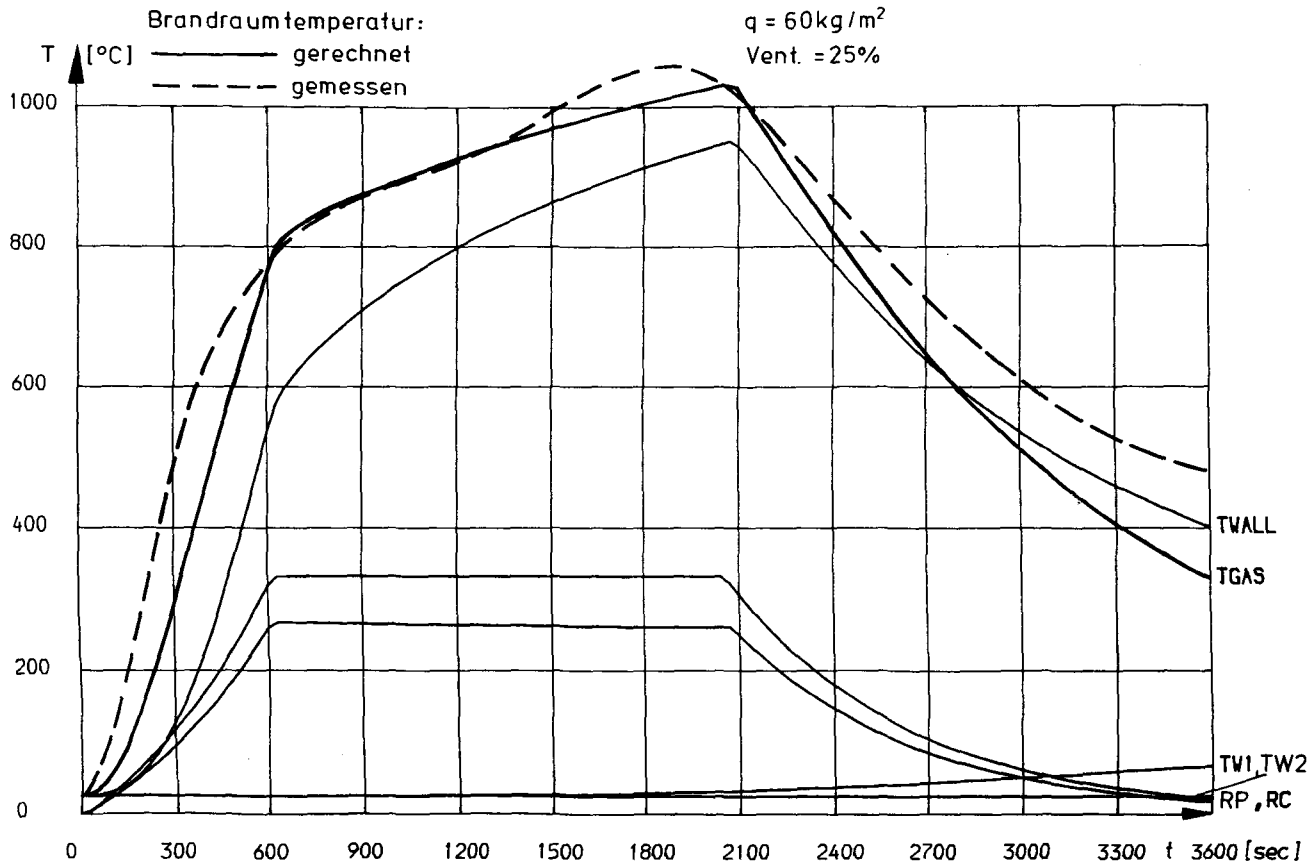


Bild 6: Nachrechnung "Metz - 2"

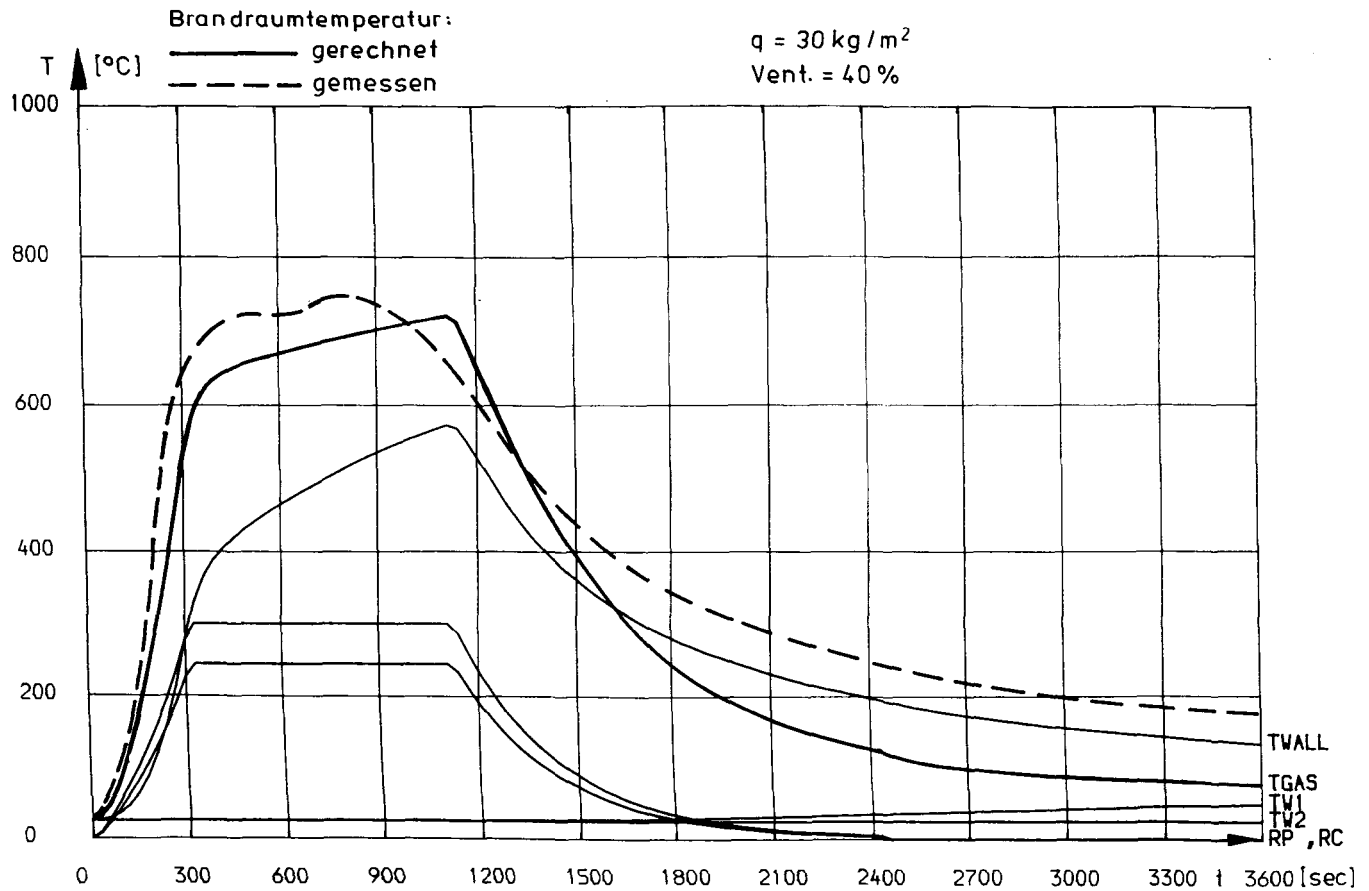


Bild 7: Nachrechnung "Metz - 3"

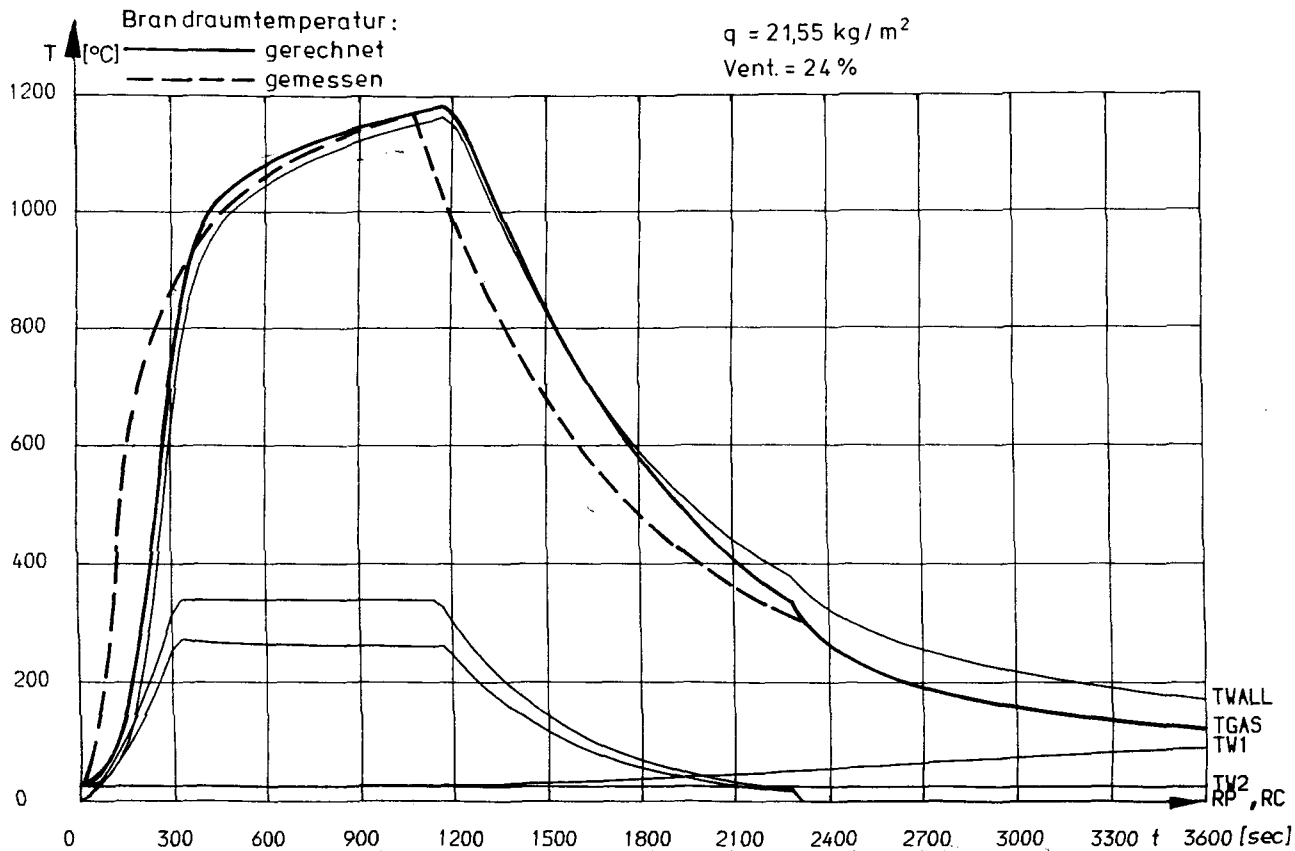


Bild 8: Nachrechnung Versuch Lyngby

TWALL - Temperatur an der Wandoberfläche

TW1 - Temperatur in Wandmitte

TW2 - Temperatur an der Wandaußenseite

RP $\hat{=}$ R

RC $\hat{=}$ $\xi \cdot R$ bzw. $\xi \cdot \frac{\dot{m}_1}{r}$ (24)

Die Ergebnisse zeigen, daß mit dem vorgestellten Brandraummodell und den in Abschnitt 2 beschriebenen Grundlagen und zum Teil vorgenommenen Veränderungen die hier nachgerechneten Brandversuche gut wiedergegeben werden können. Dies gilt besonders für die maximale Brandraumtemperatur, die in fast allen Fällen sehr gut nachvollzogen werden konnte. Desweiteren ist auch der im Versuch gemessene prinzipielle Brandverlauf sehr gut nachvollziehbar; lediglich in der Abkühlphase treten zum Teil größere Abweichungen auf, die jedoch für den hier vorliegenden Anwendungszweck des Programms nicht von Belang sind.

4. Monte-Carlo-Analyse - Verteilungsannahmen

4.1 Allgemeines

Zur Ermittlung des zeitlichen Verlaufs der Streuungen der Brandraumtemperatur wurde eine Monte-Carlo-Analyse gewählt, da, wie erst Testrechnungen gezeigt haben, die zu erwartenden Verteilungen sehr stark von einer symmetrischen Verteilung abweichen und somit Näherungsmethoden zur Ermittlung der zu erwartenden Streuung auf der Basis "numerischer Methoden zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit" nicht den gewünschten Erfolg erwarten ließen.

Das Brandgeschehen wird im wesentlichen von der Brandlast und den herrschenden Lüftungsbedingungen beeinflusst. Desweiteren sind die zusätzlichen Parameter der Brandraumgeometrie und der Wärmeübergangsbedingungen sowie der Abbrandrate der Brandlast zu berücksichtigen. Dabei ist zu bedenken, daß be-

zöglich der Verteilungsannahmen eines großen Teils dieser Parameter nur Annahmen getroffen werden können, da diesbezügliche Messungen nicht bekannt sind und somit nur auf die quantitative Auswirkung des Ansatzes dieser Verteilungen eingegangen werden kann. Im folgenden sollen die angesetzten Verteilungen und die Annahmen über ihre Kennziffern erläutert werden.

4.2 Brandlast

Über die Größe der Brandlast und deren zu erwartende Streuungen liegen je nach Gebäudetyp (Wohnhäuser, Schulen, Kaufhäuser etc.) die unterschiedlichsten Messungen vor. Da für die vorliegende Studie von den im Brandversuch vorhandenen Mittelwerten der Brandlast ausgegangen werden soll, müssen nur noch Aussagen über die zu erwartende Streuung getroffen werden. Die wohl umfangreichste Zusammenstellung statistischer Kennzahlen zur zu erwartenden Brandlast in Gebäuden wurde in /13/ zusammengestellt. Danach kann als Verteilungstyp von einer Log.-Normalverteilung ausgegangen werden. Die Variationskoeffizienten der Brandlast unterliegen je nach Gebäudetyp starken Schwankungen ($V_q = 0,2 - 0,7$); da bei den hier untersuchten Brandraumgrößen von Wohnräumen ausgegangen werden kann, sind die für Industriegebäude angegebenen Variationskoeffizienten als zu groß anzusehen. Aus diesem Grund wird stellvertretend mit einem Variationskoeffizienten der Brandlast von

$$V_q = 25 \%$$

gerechnet und die zugehörige Verteilung als eine Log.-Normalverteilung angesetzt.

4.3 Geometrische Randbedingungen

In die geometrischen Randbedingungen des Brandraums gehören:

- a) Länge des Brandraums,
- b) Breite des Brandraums,
- c) Höhe des Brandraums,
- d) Dicke der Umfassungsbauteile

sowie die die Lüftungsbedingungen bestimmende

- e) Höhe der Wandöffnung und
- f) Breite der Wandöffnung.

Bei der Nachrechnung eines bestimmten und genau definierten Brandraums können diese Parameter i. allg. als deterministische Größen angesehen werden. Da jedoch auch diese Größen gewissen Schwankungen unterliegen und die Untersuchungen stellvertretend für einen Brandraumtyp durchgeführt werden sollen, wird für diese Größen eine Normalverteilung mit einem relativ geringen Variationskoeffizienten von

$$V_{\text{ges}} = 10 \%$$

angesetzt.

4.4 Abbrandparameter

Als "Abbrandparameter" sollen in diesem Abschnitt alle im Brandraummodell berücksichtigten Einflußgrößen zusammengefaßt werden. Dazu gehören:

1. der in Abschnitt 2.6 angesprochene Faktor ξ (vgl. Gl. 20 und 22), welcher die unvollständige Verbrennung der Pyrolysegase infolge ungleichmäßiger Durchmischung mit Frischluft berücksichtigt;

2. der Kontraktionskoeffizient ("Discharge-Koeffizient") gem. Gl. (17);
3. φ - bei der Bestimmung der Abbrandrate des Brandgutes gem. Gl. (4) und (5);
4. die Abbrandrate \dot{R} .

Da die Werte zu 1. und 2. nach /1/ durch Messungen relativ gut bekannt sind, wurden sie im Rahmen der hier durchgeführten Berechnungen normalverteilt mit einer Standardabweichung von nur

$$\sigma \cong 0,02$$

angenommen. Diese Standardabweichung entspricht nur einem Variationskoeffizienten von ca. 2 - 3 %; größere Werte sollten jedoch vorerst nicht angesetzt werden, bis genauere stat. Aussagen über diese Parameter vorliegen oder die damit zusammenhängenden physikalischen Gegebenheiten in einem genaueren Brandraummodell berücksichtigt werden können.

Die Abbrandrate des Holzes unterliegt gem. Bild 1 einer wesentlich stärkeren Streuung. Die in Gl. (4) und (5) angegebenen Beziehungen stellen den Mittelwert der bei Versuchen gemessenen Abbrandrate dar. Da der Ventilationsparameter \dot{Q} durch die als variabel angesetzten Größen der Wandöffnung schon durch die Streuung der geometrischen Parameter beeinflusst wird, wird eine weitere Streuung der Abbrandrate über die Verteilung des die freie Brandgutoberfläche beschreibenden Faktors φ (vgl. Gl. (4) und (5)) berücksichtigt. Der Variationskoeffizient wird in dieser Untersuchung zu

$$V_{\varphi} = 10 \%$$

angesetzt.

Da die Abbrandrate gemäß Gleichung (4) nur vom Ventilationsparameter ϕ abhängt, wird zusätzlich zu den zwar angegebenen Streuungen ein

$$V_R' = 5 \%$$

berücksichtigt. Ein Teil der hier verwendeten Variationskoeffizienten mußte mangels ausreichender Daten geschätzt werden; die Größenordnungen wurden jedoch so gewählt, daß sie durchaus dem derzeitigen Erfahrungsbereich entsprechen. Sämtliche hier angesprochenen Variablen werden normalverteilt angesetzt.

4.5 Heizwert des Holzes (Brandlast)

Wie schon in Abschnitt 2.2.1 erwähnt, ist der Heizwert des absolut trockenen Holzes aufgrund der fast gleichbleibenden chemischen Zusammensetzung nahezu konstant. Eine Variation des Heizwertes wird damit zweckmäßigerweise über den den Heizwert beeinflussenden Wassergehalt durchgeführt. Aus der Rückrechnung der gemäß den Versuchsangaben angegebenen Netto-Heizwerte kann geschlossen werden, daß das verwendete Holz der Krippen einen mittleren Wassergehalt von ca. 12,5 % hatte. Nach /10/ muß jedoch auch bei längerer Lagerung bei geringer Luftfeuchte immer noch mit einem Wassergehalt von ca. 8 % gerechnet werden. Setzt man dies als untere 5-%-Fraktile, so ergibt sich auf normalverteilter Basis ein Variationskoeffizient der Holzfeuchte von

$$V_f \cong 22 \%$$

4.6 Wärmeübergangsbedingungen und Eigenschaften der Umfassungsbauteile

Für die in Abschnitt 2.3 angesprochenen Wärmeübergangsbedingungen auf die Umfassungsbauteile (Strahlung und Konvektion)

kann davon ausgegangen werden, daß diese für Brandräume der hier untersuchten Größenordnung durch Messungen relativ gut bekannt sind. Aus diesem Grund wurden die in Tabelle 1 angegebenen Mittelwerte (Rechenwerte) jeweils nur mit einem Variationskoeffizienten

$$V_x = 10 \%$$

belegt, wobei wiederum von einer Normalverteilung ausgegangen wird.

Die gleiche Überlegung gilt für die thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile. Auch hier wurde ein Variationskoeffizient bei Annahme normalverteilter Größen von

$$V_x = 10 \%$$

als ausreichend erachtet.

4.7 Zusammenfassung

Insgesamt werden mit den in den vorangegangenen Abschnitten aufgeführten Basisvariablen 16 Einflußgrößen in die Berechnung mit einbezogen. Dabei wurde versucht, bei den wesentlichen Einflußvariablen die wirklichen Verteilungsverhältnisse so gut, wie nach den vorhandenen Angaben möglich, zu erfassen, während bei Basisvariablen mit bekanntermaßen geringerem Einfluß auf eine möglichst genaue Erfassung verzichtet werden konnte. In diesem Zusammenhang sollte auch erwähnt werden, daß in Analogie zum Fehlerfortpflanzungsgesetz bei der Vielzahl der berücksichtigten Basisvariablen der Einfluß einer oder mehrerer nicht genau erfaßter Basisvariablen von untergeordneter Bedeutung ist. Desweiteren geht es bei dieser Untersuchung darum, die prinzipiellen Zusammenhänge aufzuzeigen und Lösungsmöglichkeiten für eine evtl. spätere weitergehende Bearbeitung aufzubereiten.

5. Durchführung der M-C-Analyse

Auf der Basis des beschriebenen Brandraummodells und der dazugehörigen Verteilungsannahmen wurde die M-C-Studie für die in Tabelle 1 angegebenen Versuchsbrandräume durchgeführt. Dabei wurden, um den Einfluß einzelner Gruppen von Basisvariablen oder einzelner Basisvariablen mit aufzuzeigen, jeweils folgende Variablen berücksichtigt:

1. alle angesetzten Basisvariablen variabel
2. nur Brandlast und Abbrandparameter variabel
3. nur Brandlast variabel
4. Ventilation ($v_A = 16 - 17 \%$)
5. Brandlast und Ventilation konstant - restliche Einflußgrößen variabel
6. alle Basisvariablen berücksichtigt
 - v_q der Brandlast auf 10 % reduziert
 - v_A der Ventilation auf 5 % reduziert

Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind im Anhang auf den Seiten A 1 - A dargestellt, wobei jeweils die Brandraumtemperaturen und die Wandoberflächentemperaturen aufgetragen wurden.

Die gestrichelt gezeichneten Verläufe geben die jeweiligen mit den Verteilungsmittelwerten Brandraum- bzw. Oberflächentemperaturen an. Die durchgezogenen Verläufe stellen den Mittelwert der Brandraumtemperatur gemäß den aus der M-C-Studie ermittelten Verteilungen dar. Die zugehörigen Histogramme wurden zur anschaulicheren Darstellung der Form der zu erwartenden Verteilung in Abhängigkeit von der Branddauer mit in die Darstellung aufgenommen. Diese Histogramme verdeutlichen die unterschiedlichen Verteilungen der Brandraum- bzw. Wandoberflächentemperatur bei Berücksichtigung unterschiedlicher Basisvariablen bzw. Basisvariablengruppen.

Eine Auswertung der ermittelten mittleren Brandraumtemperaturen sowie der dazugehörigen Standardabweichung ist in den Tabellen 2 bis 13 wiedergegeben. Wie aus dieser Auswertung und den im Anhang dargestellten Histogrammen der Brandraumtemperaturen zu ersehen ist, ergeben sich nur für bestimmte Parameterkombinationen Temperaturverteilungen in Abhängigkeit von der Branddauer, die den Charakter einer symmetrischen, der Normalverteilung ähnlichen Verteilung oder einer anderen stetigen Verteilung (z. B. der Log.-Normalverteilung) aufweisen und somit für eine weitere Bearbeitung geeignet erscheinen.

Bei Berücksichtigung aller angesetzten Einflußvariablen ergibt sich für alle untersuchten Brandräume für die Zeit des Vollbrandes ein zufriedenstellender Verteilungsverlauf, welcher bei einer weiteren Bearbeitung berücksichtigt werden könnte. Die Variationskoeffizienten der Brandraumtemperatur liegen in der Größenordnung von 10 bis 15 % und erreichen in der Abklingphase des Brandes Größenordnungen von 20 bis 30 %. Dieser Zusammenhang erklärt sich aus der Tatsache, daß eine größere Brandlast i. allg. nicht zwangsläufig zu einer höheren Abbrandrate und damit zu einer höheren Brandraumtemperatur führt, sondern wegen der durch die Randbedingungen vorgegebenen maximalen Abbrandrate zu einer Verlängerung des Brandes führt. Aus diesem Grund ergeben sich in der Abklingphase größere Variationskoeffizienten der Brandraumtemperaturen, da in dieser Phase bereits abklingende Temperaturverläufe und Temperaturverläufe aus noch voll entwickelten Bränden zusammenfallen. Desweiteren liegen die Mittelwerte der Brandraumtemperaturen, welche sich aus der M-C-Untersuchung ergeben, durchweg - wenn auch zum Teil nur geringfügig - unter dem aus dem Mittelwerten resultierenden Temperaturverlauf. Hier wirkt der Brandraum offensichtlich wie ein "Filter", wobei die Abbrandrate gem. Gl. (4) und (5) im wesentlichen von den Ventilationsparametern und der vorhandenen Gesamtbrandlast abhängt. Dabei kann weiterhin im Verlauf eines bei Brandbeginn brandlastgesteuerten Brandes infolge Sauerstoffmangels durchaus ein Übergang zu einem ventilationsgesteuerten Brand erfolgen,

welcher dann in der Endphase wieder brandlastgesteuert wird. Damit ergibt sich offensichtlich für jeden Brandraum eine aus der Grundgesamtheit resultierende mittlere Brandraumtemperatur, die durchaus beträchtlich (vgl. Versuch Lyngby) von der sich aus den Mittelwerten einzelnen Basisvariablen ergebenden Brandraumtemperatur abweichen kann. Aus diesem Grund würde sich bei direkter Anwendung eines übergreifenden probabilistischen Sicherheitskonzepts ein Fehler in die Berechnung einschleichen, da - wie schon erwähnt - in diesem Fall der Mittelwert der Grundgesamtheit nicht mit den sich aus den Mittelwerten der Basisvariablen resultierenden Werten übereinstimmt. Nur wenn der Brand im gesamten Verlauf brandlastgesteuert verbleibt, fallen diese Werte zusammen. Diese Annahme wird sehr oft bei weitergehenden Betrachtungen getroffen, kann sich - wie gezeigt - jedoch auch sehr konservativ auswirken.

Betrachtet man nun die sich bei Variation von nur der Brandlast plus Abbrandparameter oder auch nur der Brandlast ergebenden Verteilungen während des Brandverlaufs, so zeigt sich, daß bei Variation nur dieser Parameter keine Verteilung im eigentlichen Sinne mehr erzeugt wird. Nur beim durchweg brandlastgesteuerten Versuch - Metz 3 - ergibt sich noch eine näherungsweise symmetrische Verteilung der Brandraumtemperaturen über den zeitlichen Brandverlauf, da hier keine Einflüsse des Wechsels vom brandlastgesteuerten Brand zum ventilationsgesteuerten Brand einwirken. Bei den anderen untersuchten Brandverläufen wirkt sich diese Änderung in der Natur des Brandverlaufs dahingehend aus, daß eine obere, durch die Ventilationsbedingungen bestimmte und maximal erreichbare Brandraumtemperatur theoretisch existiert, wobei eine Vergrößerung der Brandlast nicht in einer Temperaturerhöhung, sondern allenfalls in einer Verlängerung der Branddauer resultiert.

Auch eine Variation nur der Öffnungsparameter wirkt sich verteilungsmäßig auch nicht bei allen untersuchten Brandversuchen

voll aus. Bei zwei Brandversuchen (Metz-Versuch 1; Lyngby) stellt sich nun der Fall ein, daß der bei mittleren Öffnungswerten ventilationsgesteuerte Brand bei größeren Öffnungswerten eine durch einen brandlastgesteuerten Brand bestimmte Temperaturobergrenze erreicht. Damit kann auch bei der Variation dieser Parameter im Rahmen eines Gesamtsicherheitskonzepts ein Fehler begangen werden, da die so gewonnenen Verteilungsannahmen und daraus resultierenden Streuungsanteile nicht die theoretisch angenommenen und solchen Verfahren zugrunde liegenden stetigen Verlauf aufweisen können.

Werden bei der Durchführung der M-C-Studie die Brandlast und die Ventilation konstant gehalten, so ergeben sich für alle untersuchten Brandräume zufriedenstellende Verteilungsverläufe, deren Variationskoeffizient in der Größenordnung von 6 - 10 % liegt. Hier zeigt sich jedoch, daß wiederum der aus den Mittelwerten der Basisvariablen und der aus der M-C-Studie ermittelte Temperaturverlauf im Brandraum nicht übereinstimmen muß. Der Fehler, der dabei zutage tritt, erreicht jedoch nicht die bei der vorhergehenden Parameterkonstellation aufgetretenen Größenordnungen. Wie zum Beispiel die gute Übereinstimmung beim Versuch - Metz 3 - (alle Basisvariablen berücksichtigt) zeigt, wirken sich bei der Anzahl der durchgeführten M-C-Läufe numerische Ungenauigkeiten nicht in der auftretenden Größenordnung aus.

Wird - wie bei der letzten hier mitgeteilten Untersuchungsreihe - der Variationskoeffizient der Brandlast auf 10 % sowie die Variationskoeffizienten der Öffnungshöhe und -breite auf je 5 % reduziert (z. B. für den Fall einer durchgeführten Aufnahme einer im Objekt vorhandenen Brandlast sowie der Ventilationsbedingungen), ergeben sich für alle untersuchten Brandräume wiederum annehmbare stetige Verteilungen der Brandraumtemperatur während des Brandverlaufs. Hierbei verringert sich der Variationskoeffizient jedoch auf ca. 8 - 13 % je nach mittlerer Brandraumtemperatur zur Zeit des voll entwickelten Brandes. Diese Halbierung der Variationskoeffizienten

wirkt sich jedoch wegen der gleichbleibenden Variationskoeffizienten der anderen Basisvariablen nur in einer Reduktion der Variationskoeffizienten der Brandraumtemperatur von 2 - 3 % aus. Wegen der geringeren Streuung der Brandlast und der damit einhergehenden Verringerung der Branddauer wegen der beim brandlastgesteuerten Brand als Obergrenze vorhandenen maximalen Abbrandrate ergibt sich jedoch eine wesentlich größer ausfallende Verringerung der Variationskoeffizienten der Brandraumtemperatur in der Abklingphase des Brandes.

Brandraumtemperaturen

		Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec	T	610		520	703	
= 5 '	T	561		525	623	
	v _T	17,4 %		23,6 %	19,5 %	
600 sec	T	799	760	668	1077	644
= 10 '	T	739	747	674	989	629
	v _T	13,3 %	10,8 %	20,8 %	11,3 %	11,8 %
900 sec	T	855	871	700	1142	761
= 15 '	T	787	850	707	1058	736
	v _T	13,7 %	9,1 %	21,6 %	10,6 %	~ 10,0 %
1200 sec	T	823	923	655	1167	816
= 20 '	T	777	900	650	1036	789
	v _T	16,4 %	8,7 %	23,4 %	14,2 %	9,9 %
1500 sec	T		965			860
= 25 '	T		925			808
	v _T		9,7 %			10,8 %
1800 sec	T		999			895
= 30 '	T		902			765
	v _T		15,9 %			18,7 %
2100 sec	T		1015			
= 35 '	T		836			
	v _T		25,2 %			

Tabelle 2: Berücksichtigung aller Basisvariablen

Wandtemperaturen

		Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec	T	352		275	625	
= 5 '	T	314		289	539	
	v _T	27,3 %		36,0 %	24,0 %	
600 sec	T	604	530	462	1042	383
= 10 '	T	540	518	475	949	373
	v _T	20,4 %	17,8 %	31,2 %	12,5 %	19,9 %
900 sec	T	704	703	532	1118	566
= 15 '	T	629	679	545	1030	540
	v _T	19,4 %	13,6 %	30,4 %	11,3 %	16,0 %
1200 sec	T	707	793	526	1148	655
= 20 '	T	656	766	528	1017	633
	v _T	20,5 %	12,2 %	30,0 %	14,6 %	14,7 %
1500 sec	T		858			736
= 25 '	T		816			684
	v _T		11,8 %			13,8 %
1800 sec	T		908			790
= 30 '	T		817			673
	v _T		15,6 %			18,0 %
2100 sec	T		937			
= 35 '	T		778			
	v _T		22,2 %			

Tabelle 3: Berücksichtigung aller Basisvariablen

Brandraumtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			535 22,9 %		
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			685 19,6 %		
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			718 20,2 %		
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			663 20,4 %		
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					

Tabelle 4: Nur Brandlast und Abbrandparameter variabel

Wandtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			297 35,4 %		
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			486 29,6 %		
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			557 28,6 %		
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			540 26,5 %		
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					

Tabelle 5: Nur Brandlast und Abbrandparameter variabel

Brandraumtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			534 20,6 %		
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			684 17,7 %		
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			717 18,2 %		
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			672 18,7 %		
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$					
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$					
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$					

Tabelle 6: Nur Brandlast variabel

Wandtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			294 32,0 %		
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			483 26,8 %		
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			255 25,9 %		
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$			547 25,2 %		
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$					
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$					
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$					

Tabelle 7: Nur Brandlast variabel

Brandraumtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			520 6,5 %		
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		760 7,7 %	668 7,2 %		640 8,9 %
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		870 6,5 %	700 7,9 %		757 7,8 %
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		922 6,2 %	655 8,8 %		811 7,6 %
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		963 5,9 %			849 6,6 %
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					

Tabelle 8: Variable Ventilation ($v_A = 16 - 17 \%$)

Wandtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$			275 9,8 %		
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		531 12,1 %	462 10,8 %		381 14,6 %
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		702 9,4 %	533 11,1 %		562 12,0 %
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		791 8,4 %	527 11,6 %		660 10,8 %
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		856 7,6 %			725 9,0 %
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$					

Tabelle 9: Variable Ventilation ($v_A = 16 - 17 \%$)

Brandraumtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	594 10,3 %		517 13,8 %	680 12,9 %	
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	774 8,0 %	764 7,2 %	663 12,8 %	1049 5,8 %	644 8,0 %
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	826 8,3 %	865 6,0 %	695 13,3 %	1116 5,2 %	751 6,6 %
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	802 9,7 %	917 5,8 %	634 12,4 %	1096 8,0 %	805 6,6 %
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$		957 5,6 %			845 6,4 %
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$		970 6,6 %			830 9,2 %
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$		918 13,9 %			

Tabelle 10: Brandlast und Ventilation konstant -
restliche Einflußgrößen variabel

Wandtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	340 17,7 %		276 22,3 %	599 16,2 %	
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	577 12,9 %	535 12,7 %	460 19,7 %	1012 6,5 %	384 14,5 %
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	672 12,1 %	697 9,4 %	529 19,3 %	1091 5,6 %	556 11,3 %
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$	682 11,8 %	785 8,4 %	509 15,5 %	1077 8,1 %	651 10,2 %
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$		849 7,7 %			719 9,3 %
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$		880 7,6 %			731 9,5 %
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \bar{T} \\ v_T \end{matrix}$		849 12,9 %			

Tabelle 11: Brandlast und Ventilation konstant -
restliche Einflußgrößen variabel

Brandraumtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	590 11,5 %		518 14,6 %	672 12,3 %	
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	772 8,8 %	758 7,0 %	666 12,8 %	1044 6,3 %	640 7,2 %
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	823 9,0 %	861 5,9 %	697 13,2 %	1111 5,7 %	747 6,1 %
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	804 10,6 %	913 5,7 %	636 13,1 %	1098 8,7 %	802 6,1 %
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		954 5,6 %			842 6,0 %
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		978 5,9 %			823 9,7 %
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		935 11,7 %			

Tabelle 12: Berücksichtigung aller Basisvariablen,
jedoch $v_q = 10 \%$; $v_A = 5 \%$

Wandtemperaturen

	Metz Vers. 1	Metz Vers. 2	Metz Vers. 3	Lyngby	Lehrte
300 sec = 5 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	337 18,9 %		277 23,4 %	591 15,4 %	
600 sec = 10 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	574 13,8 %	529 12,5 %	462 19,9 %	1007 7,0 %	383 13,1 %
900 sec = 15 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	668 13,0 %	692 9,4 %	532 19,2 %	1086 6,1 %	554 10,4 %
1200 sec = 20 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$	683 13,2 %	781 8,5 %	511 16,2 %	1079 8,9 %	650 9,5 %
1500 sec = 25 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		845 7,7 %			717 8,7 %
1800 sec = 30 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		886 7,4 %			726 10,0 %
2100 sec = 35 ' $\begin{matrix} \overline{T} \\ \overline{T} \\ v_T \end{matrix}$		862 11,4 %			

Tabelle 13: Berücksichtigung aller Basisvariablen,
jedoch $v_q = 10 \%$; $v_A = 5 \%$

6. Zusammenfassung

Die durchgeführten Untersuchungen auf der Basis eines - wenn auch an kleinen Brandräumen - verifizierten Brandraummodells haben gezeigt, daß von einer gleichmäßigen, stetigen Verteilung der Brandraumtemperatur während des Brandverlaufs nur ausgegangen werden kann, wenn bei einem teilweise ventilations- und brandlastgesteuerten Brand alle Basisvariablen gleichzeitig berücksichtigt werden. Die Ermittlung des Einzeleinflusses eines Hauptparameters oder einer Hauptparametergruppe kann - bedingt durch die Brandraumgeometrie, Lüftungsparameter und Brandlast - zu sehr unstetigen oder sogar einseitig begrenzten Verteilungen führen, welche die Voraussetzungen der zur numerischen Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit von Bauteilen (vgl. Abschnitt I) Stetigkeit der Ableitungen und der annähernden Linearität der Grenzzustandsfläche verletzen.

Nur wenn sichergestellt ist, daß während des gesamten Brandverlaufs und bei der Variation aller Parameter ein brandlastgesteuerter Brand vorliegt, d. h. keine einschränkenden Bedingungen von seiten der Ventilation bezüglich der Wärmefreisetzung des Brandgutes vorliegen, kann eine solche numerische Untersuchung zur direkten Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit erfolgreich und sinnvoll durchgeführt werden. Die oft getroffene Annahme eines brandlastgesteuerten Brandes während des gesamten Brandverlaufs stellt somit eine sehr grobe Vereinfachung des tatsächlichen Geschehens dar.

Als Konsequenz aus diesen Untersuchungen erscheint es für weitere Berechnungen sinnvoll, den zu erwartenden mittleren Verlauf der Brandraumtemperatur sowie die maßgebenden Temperaturen des zu untersuchenden Bauteils im Rahmen einer Vorabuntersuchung unter Einbeziehung der relevanten Basisvariablen durchzuführen. Der so gewonnene Temperaturverlauf mit den dazugehörigen Verteilungen kann dann in einem zweiten Rechenschritt sozusagen zu einer Basisvariablen zusammengefaßt

Verwendung finden. So wird erreicht, daß numerische Unstetigkeiten aus der Berechnung eliminiert und andere einschränkende Annahmen vermieden werden können.

7. A N H A N G

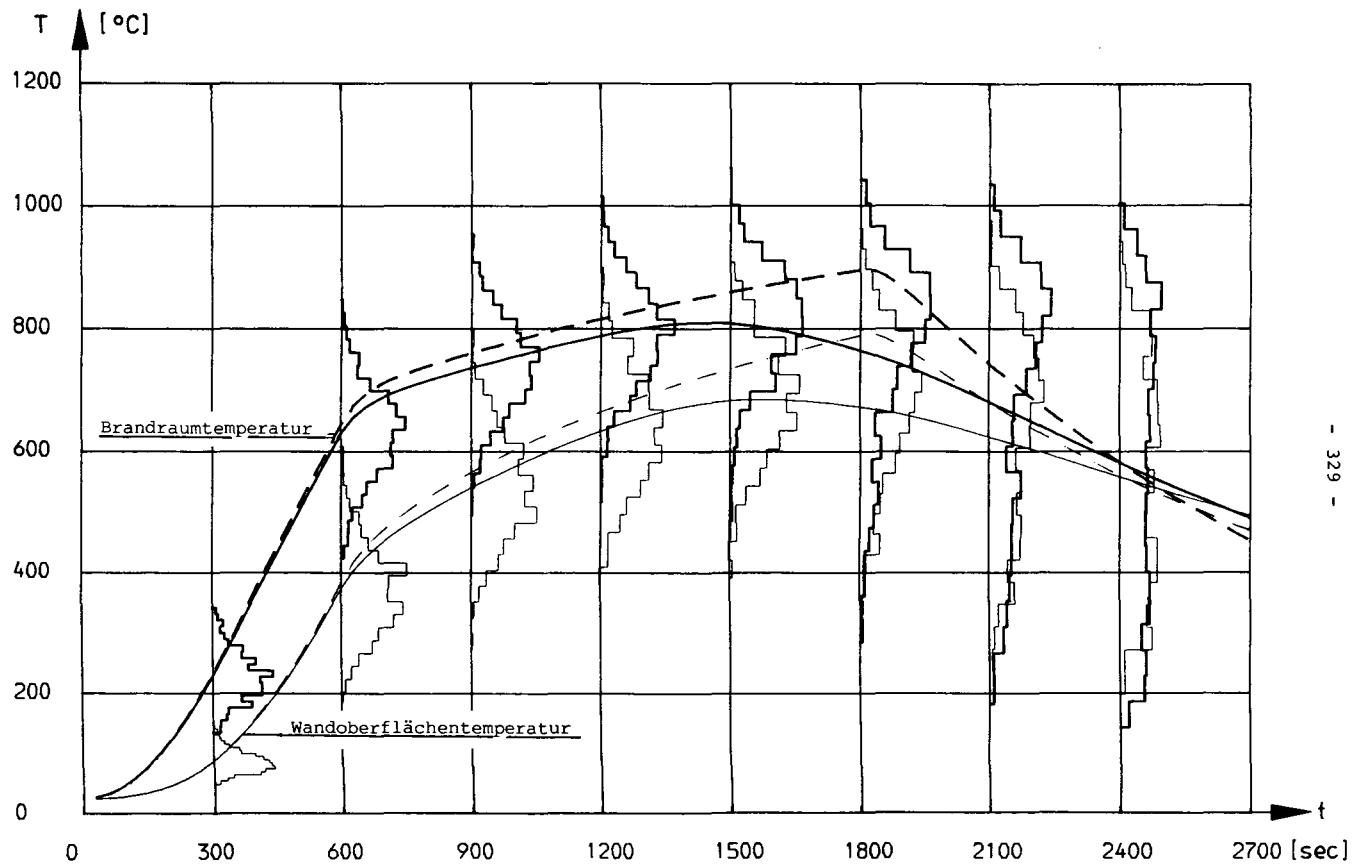


Bild A 1: Versuch Lehrte: Alle Basisvariablen berücksichtigt

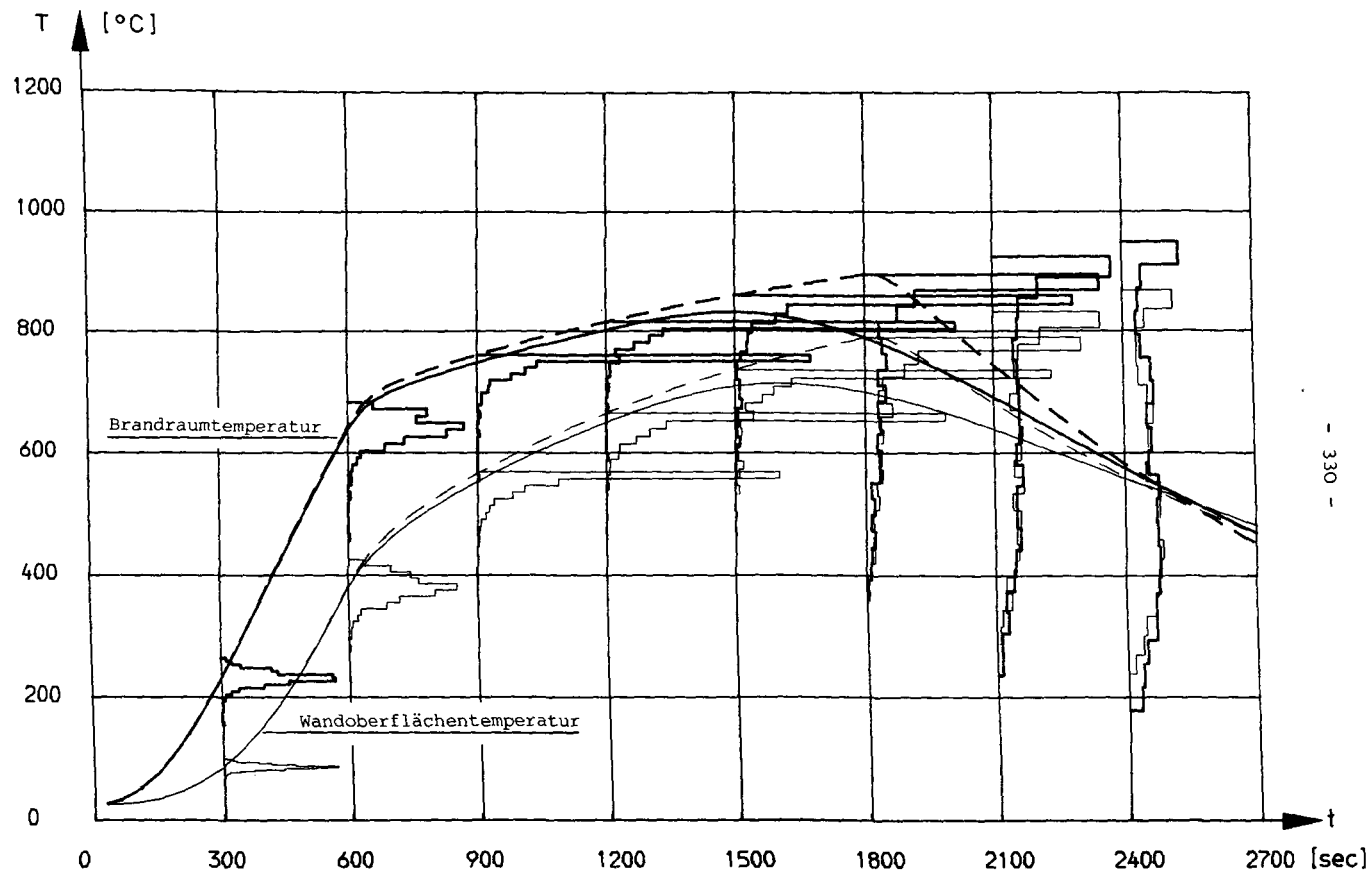


Bild A 2: Versuch Lehrte: Brandlast und Abbrandparameter variabel

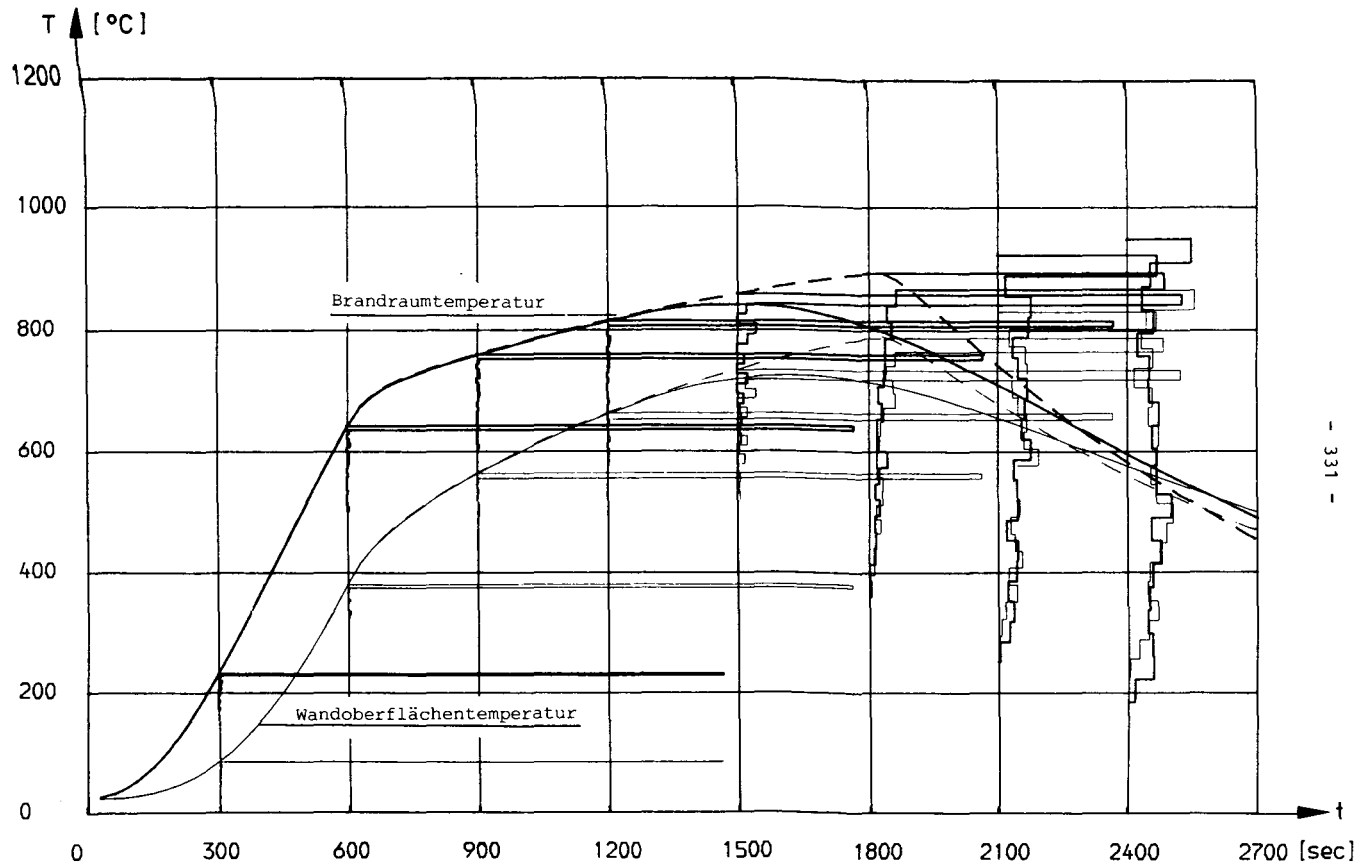


Bild A 3: Versuch Lehrte: Nur Brandlast variabel

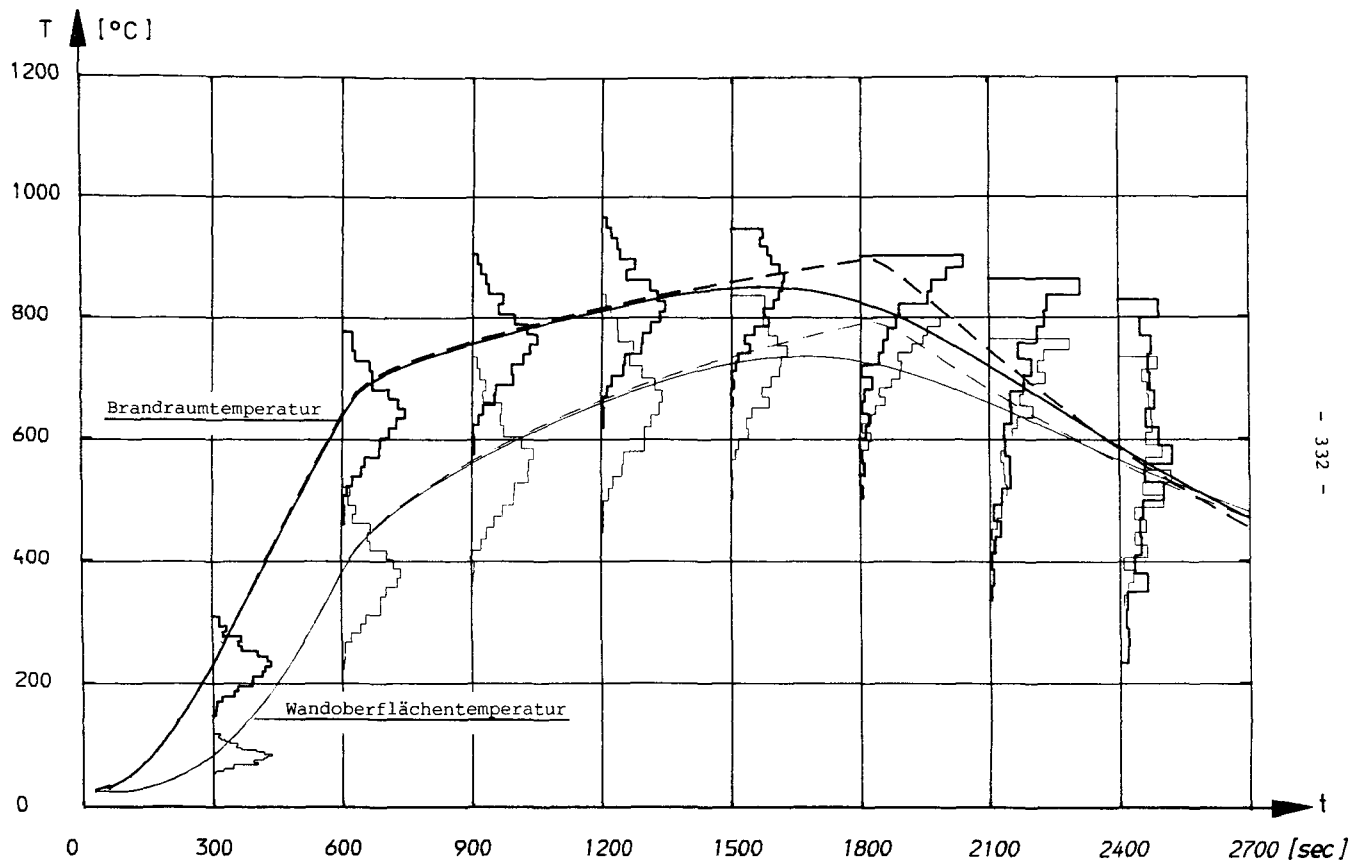


Bild A 4: Versuch Lehrte: Nur Ventilation variabel

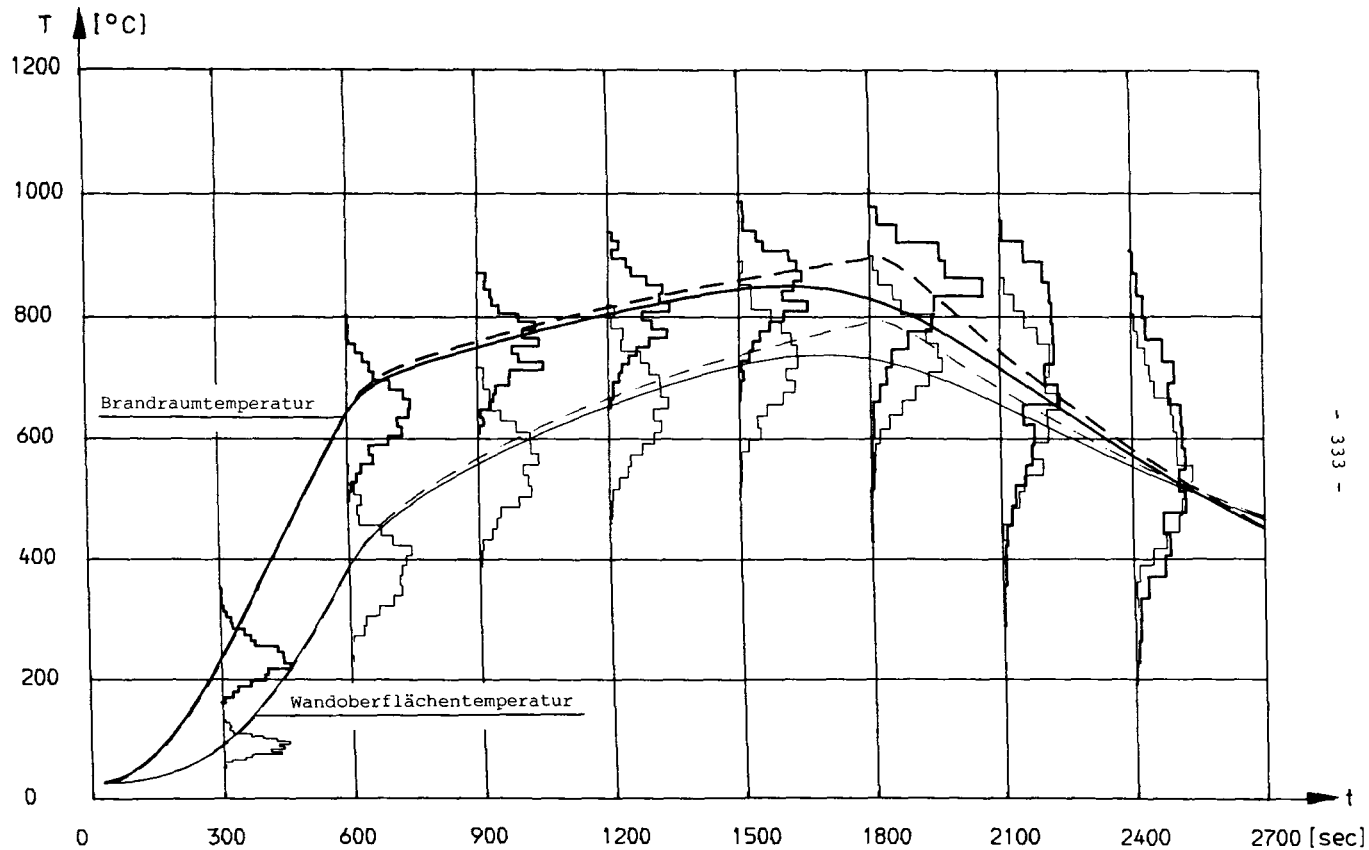


Bild A 5: Versuch Lehrte: Brandlast und Ventilation konstant

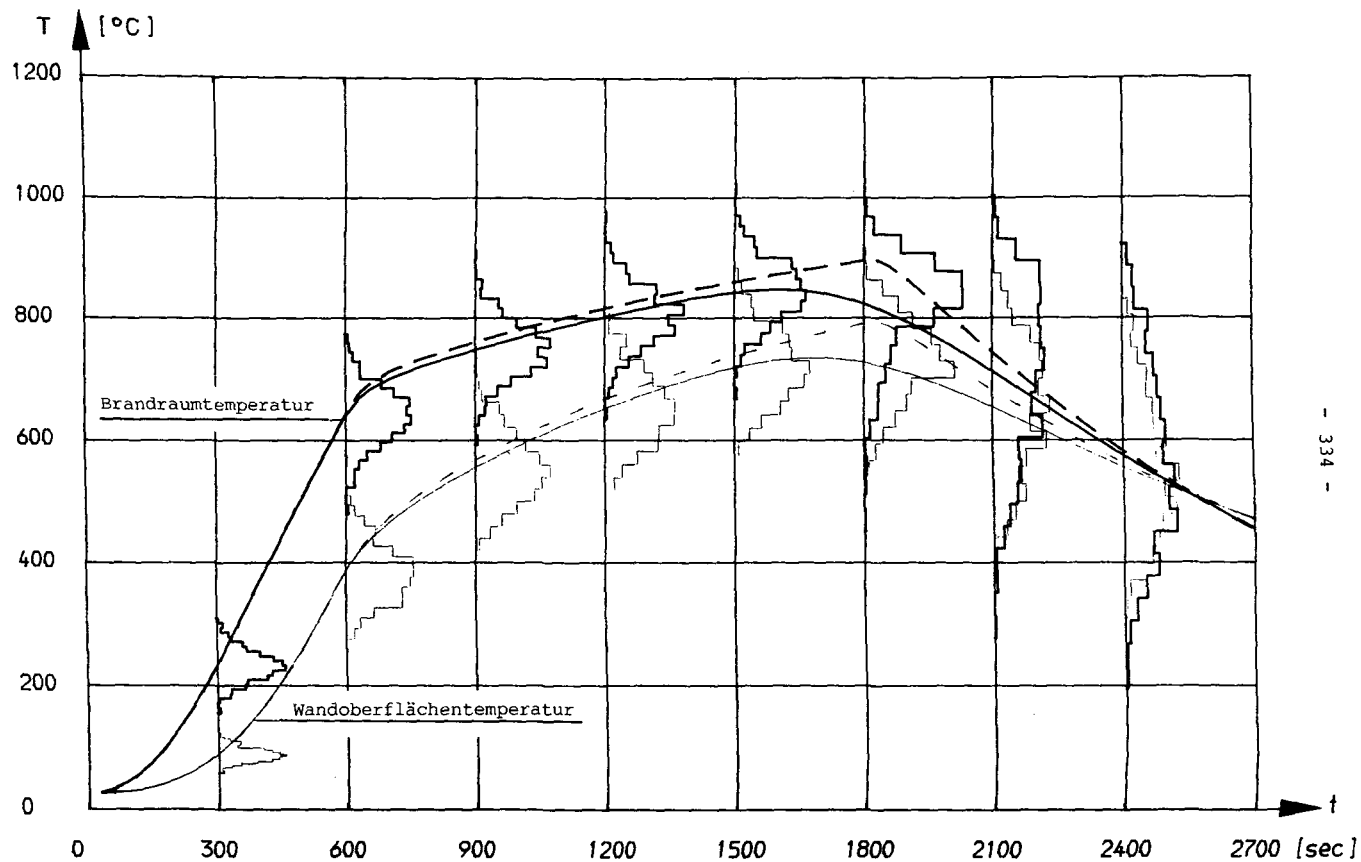


Bild A 6: Versuch Lehrte: Alle Basisvariablen berücksichtigt; $V_q = 10 \%$; $V_A = 5 \%$

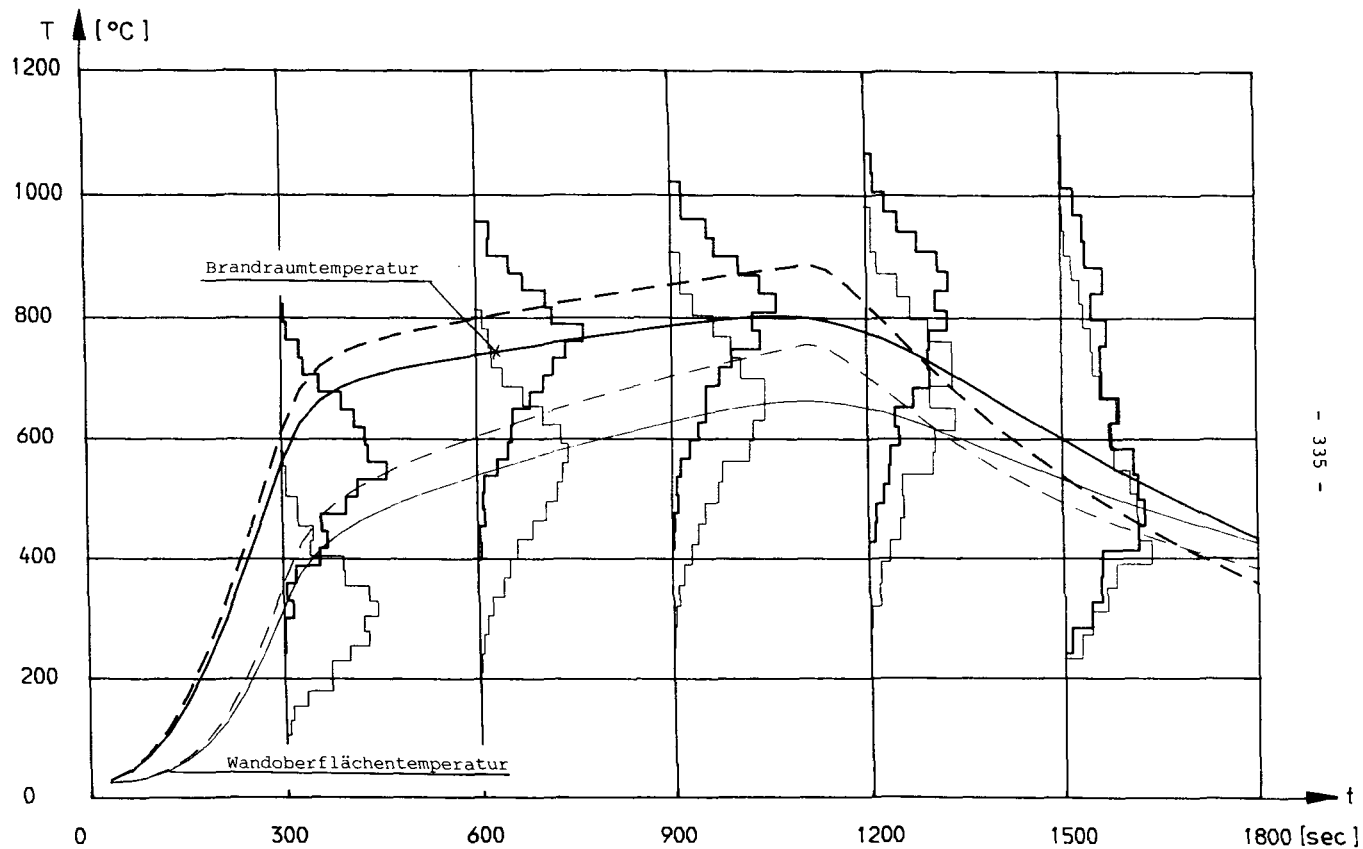


Bild A 7: Versuch Metz-1: Alle Basisvariablen berücksichtigt

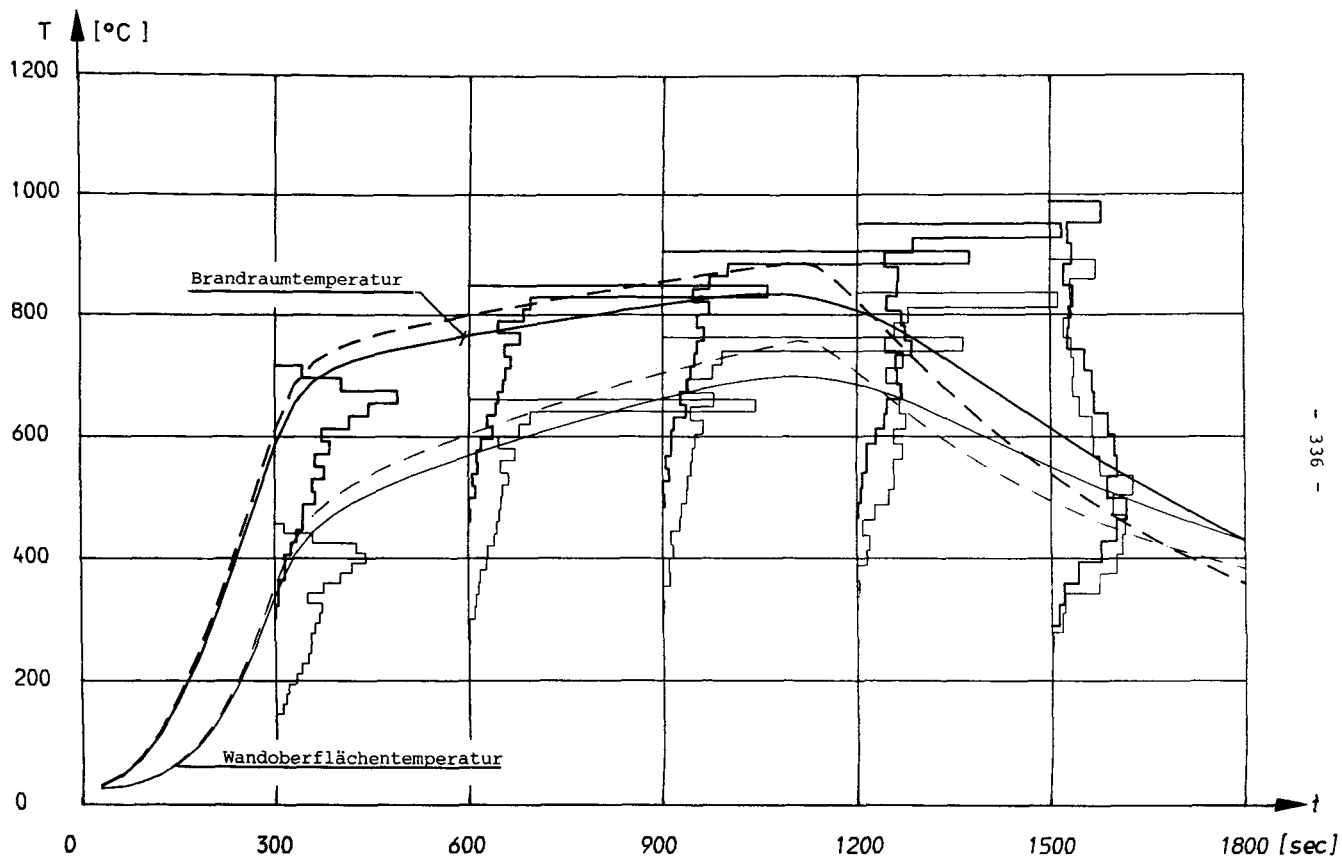


Bild A 8: Versuch Metz-1: Brandlast und Abbrandparameter variabel

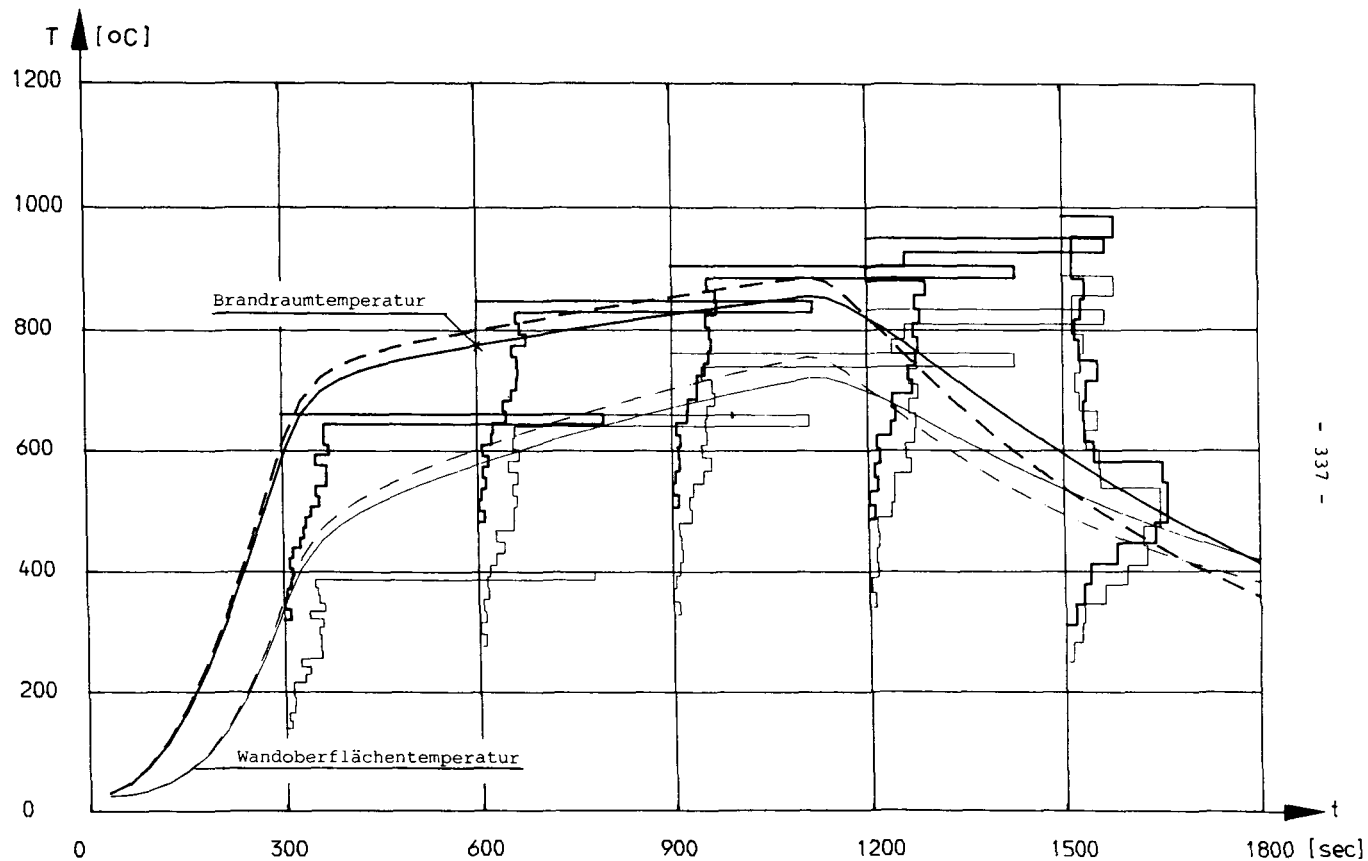


Bild A 9: Versuch Metz-1: Nur Brandlast variabel

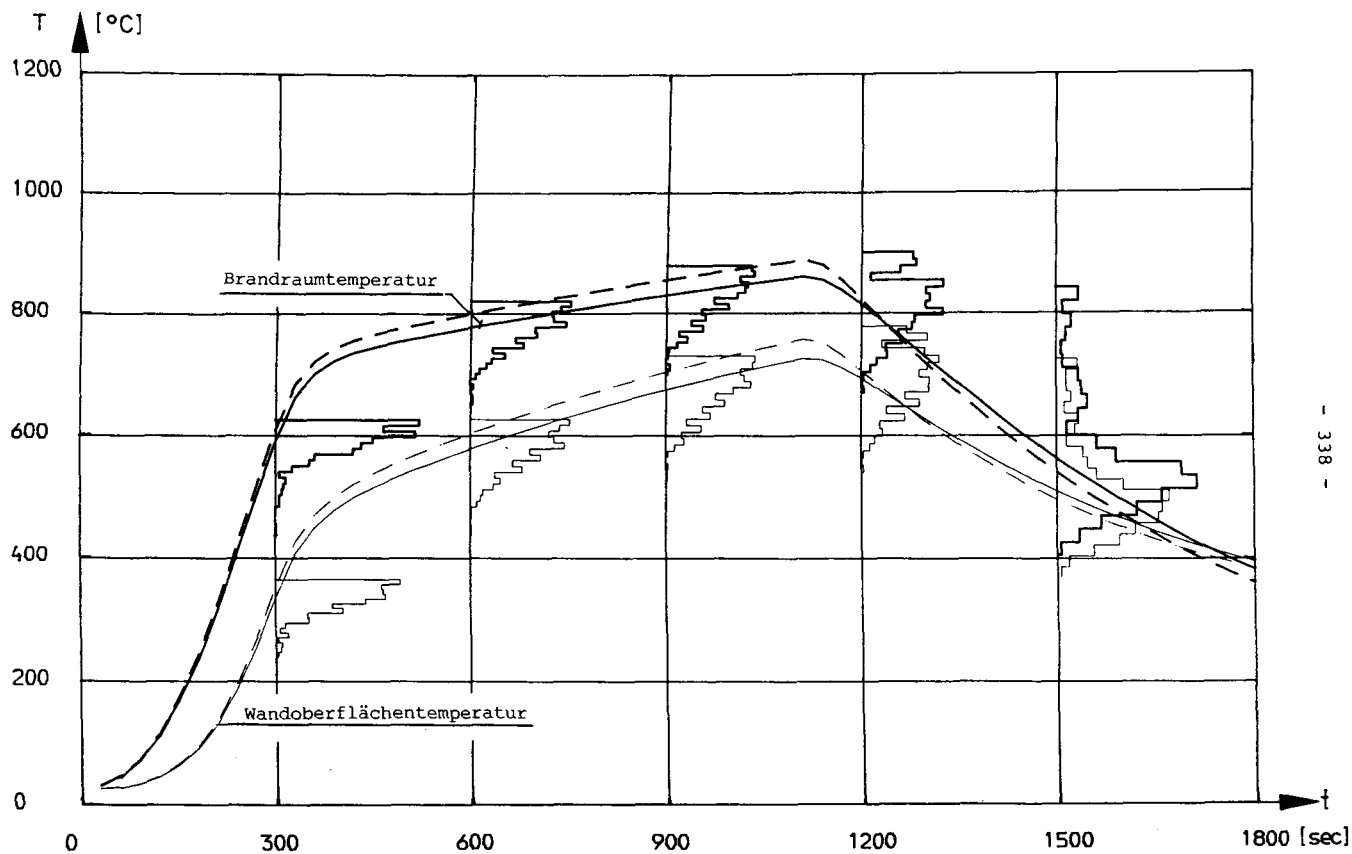


Bild A 10: Versuch Metz-1: Nur Ventilation variabel

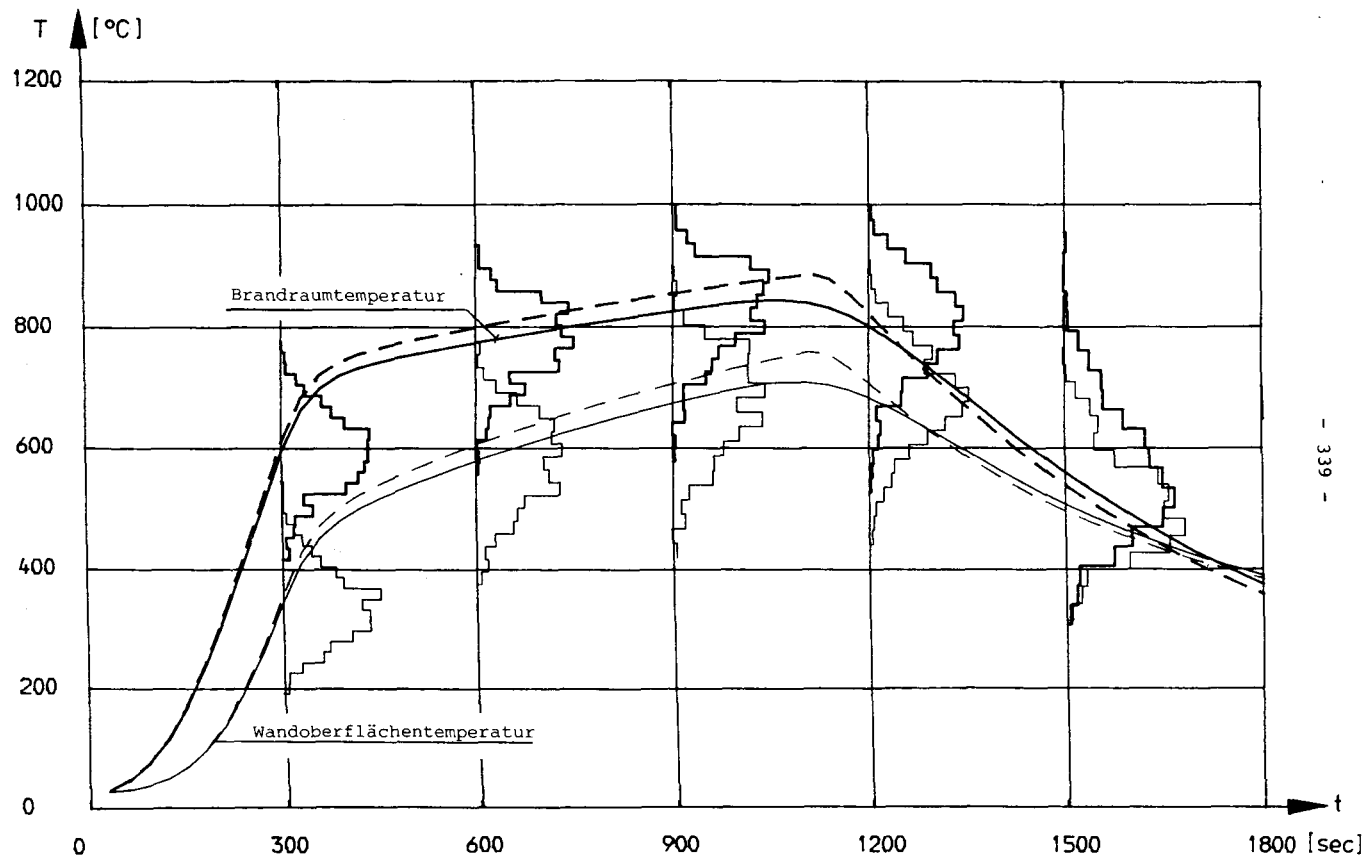


Bild A 11: Versuch Metz-1: Brandlast und Ventilation konstant

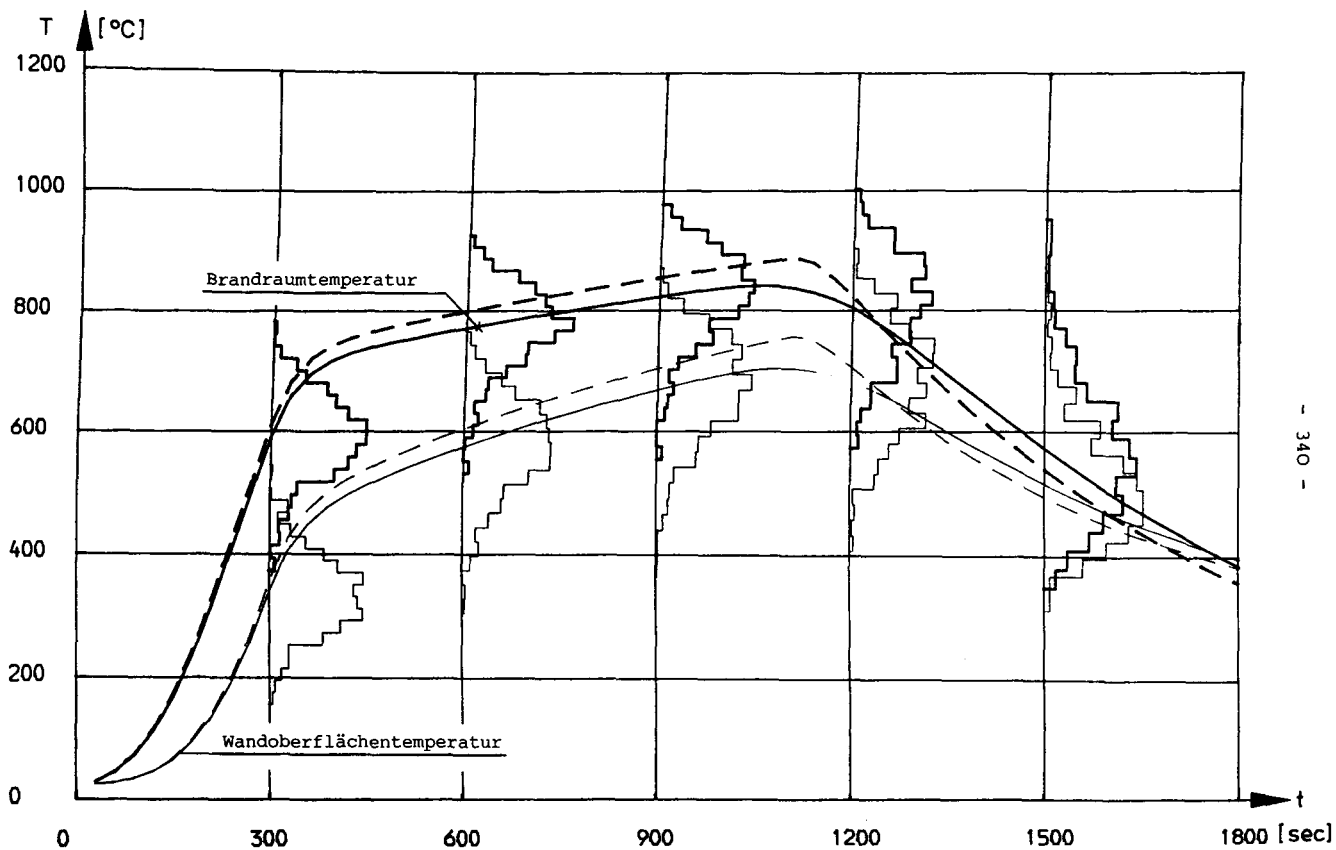
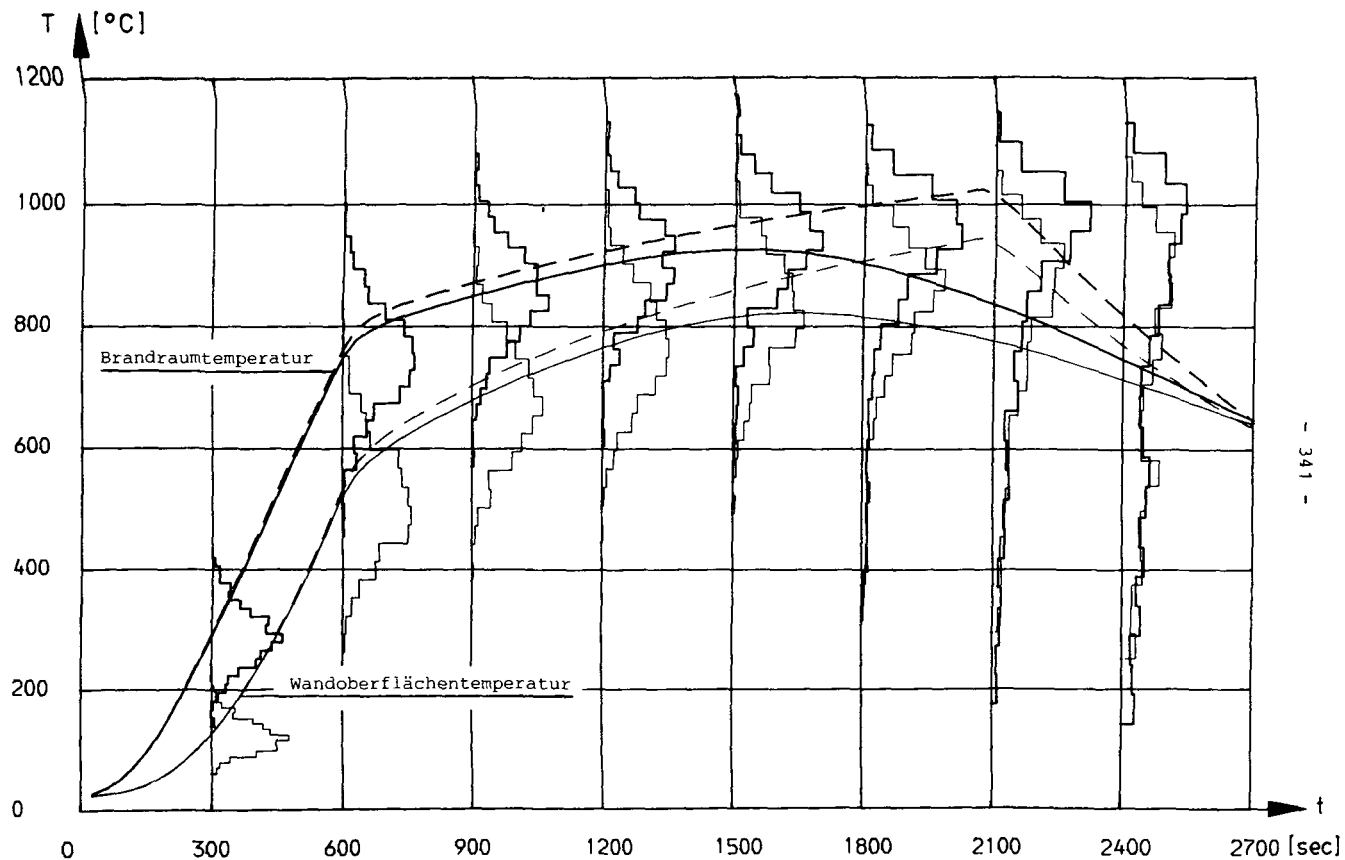


Bild A 12: Versuch Metz-1: Alle Basisvariablen berücksichtigt; $V_G = 10 \%$; $V_A = 5 \%$



- 341 -

Bild A 13: Versuch Metz-2: Alle Basisvariablen berücksichtigt

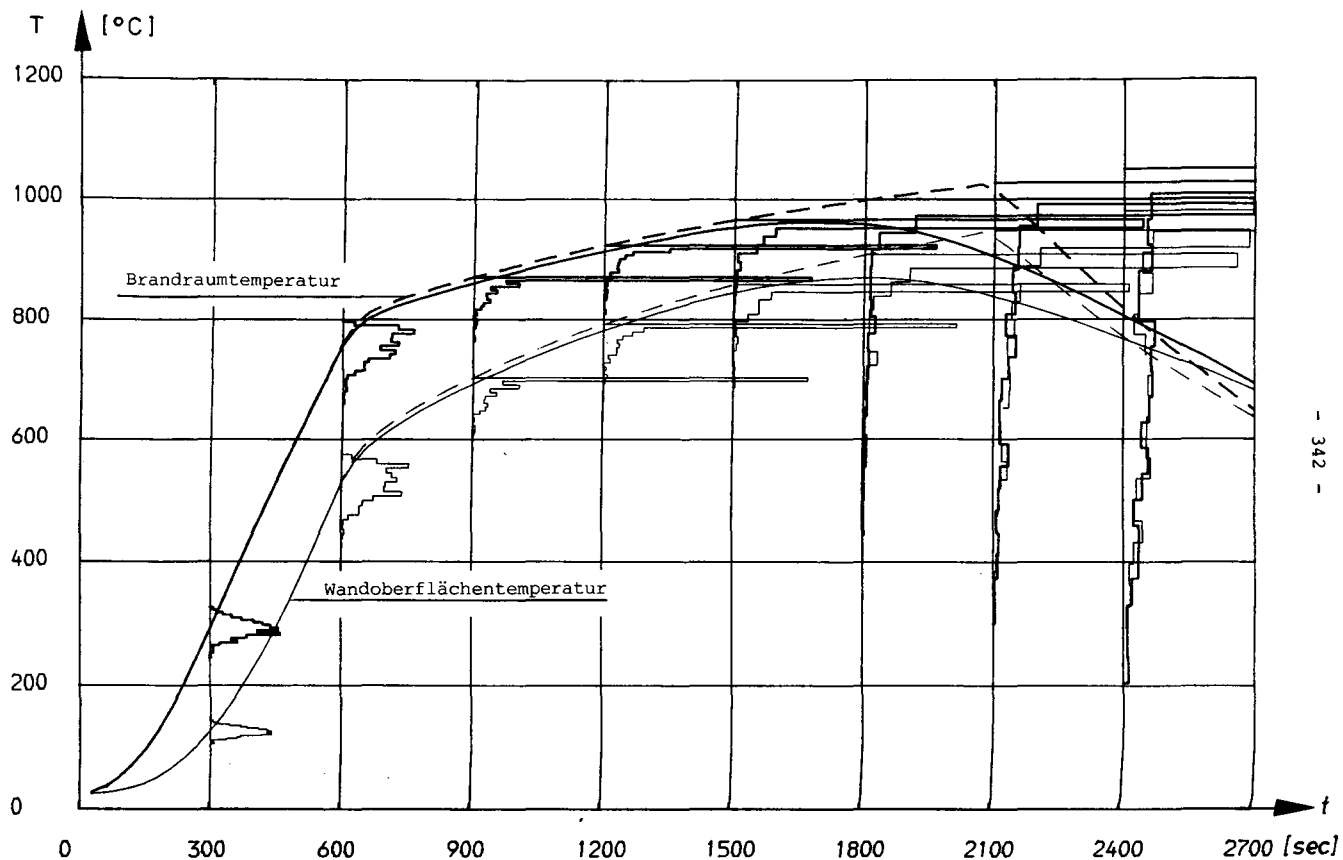


Bild A 14: Versuch Metz-2: Brandlast und Abbrandparameter variabel

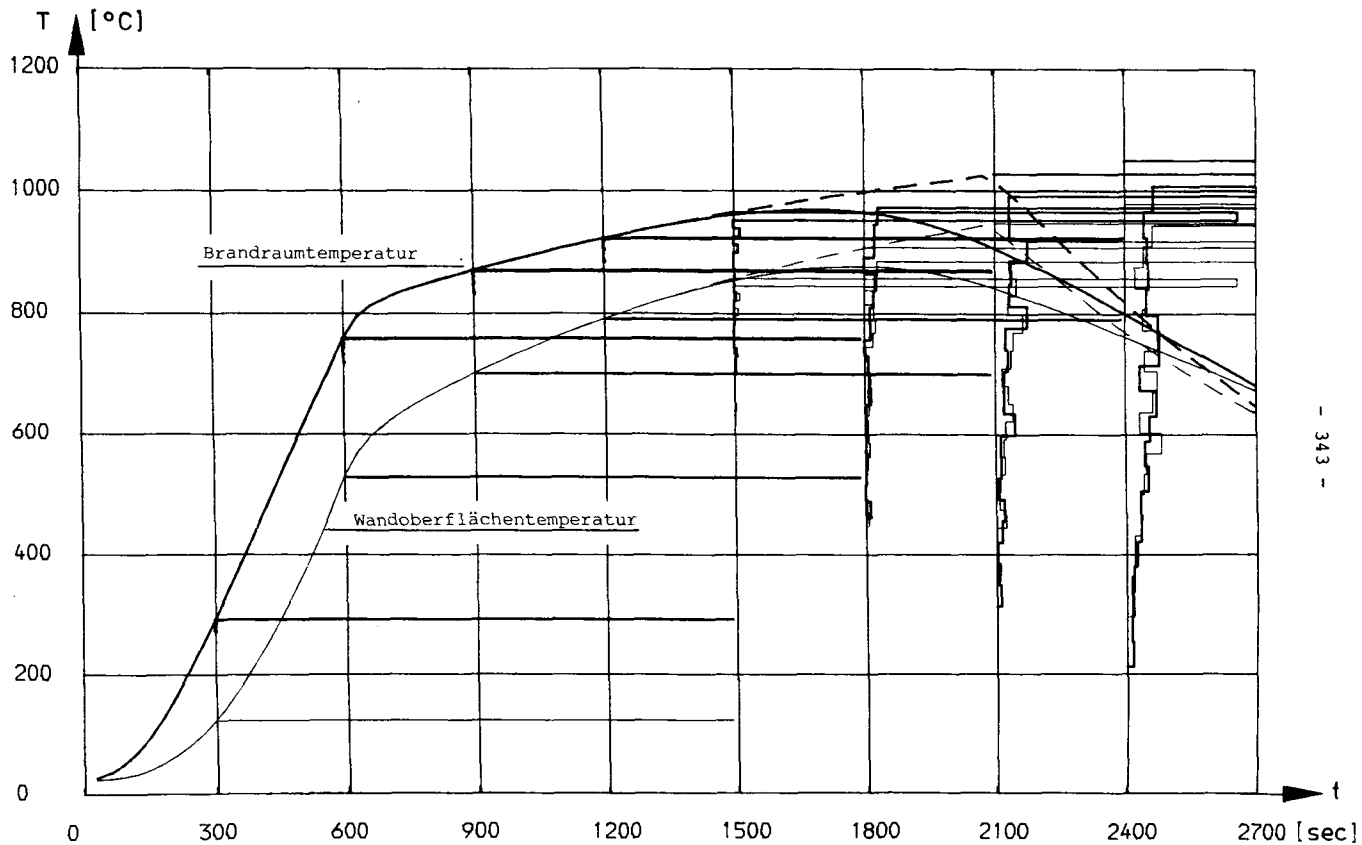


Bild A 15: Versuch Metz-2: Nur Brandlast variabel

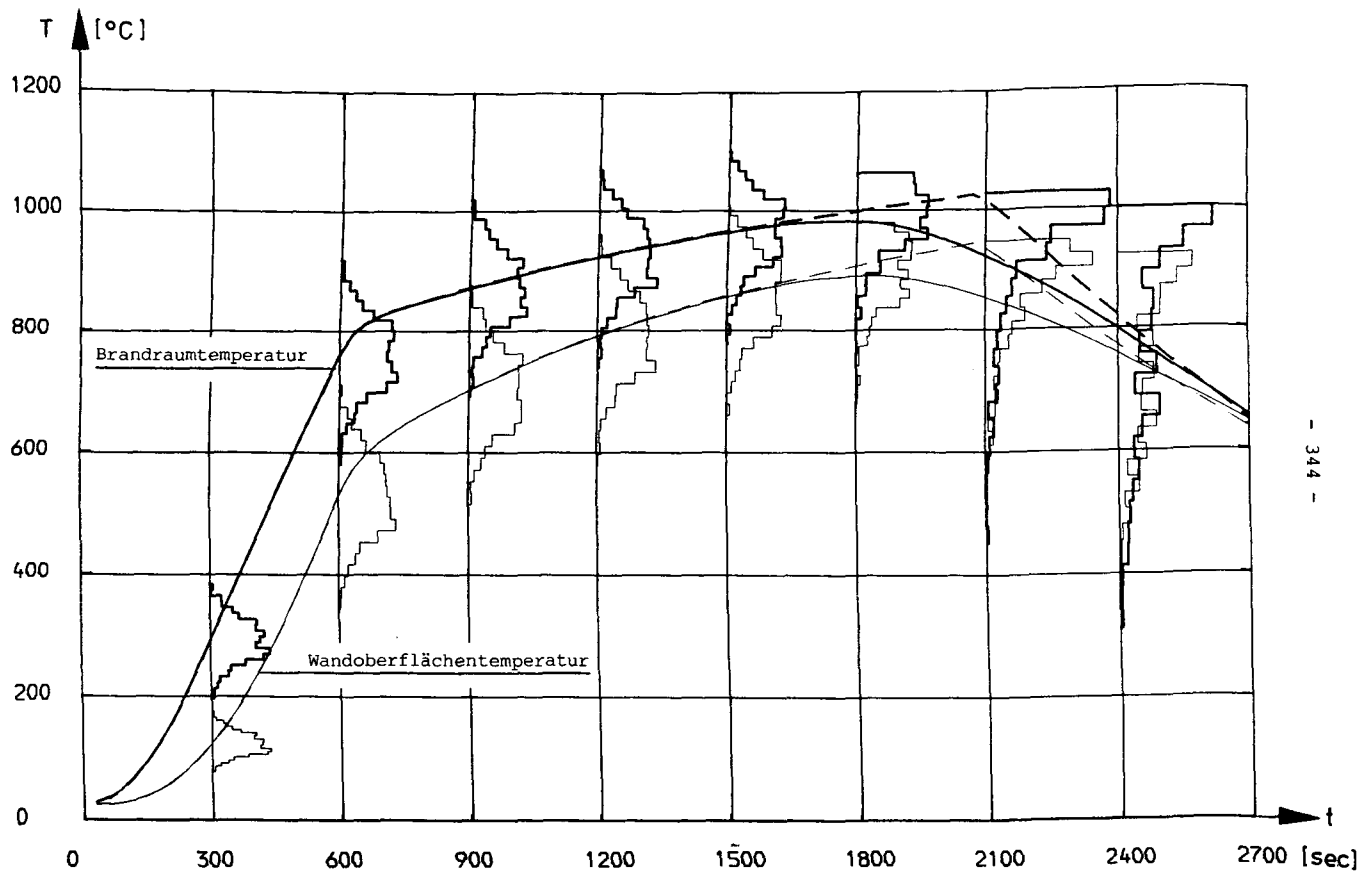


Bild A 16: Versuch Metz-2: Nur Ventilation variabel

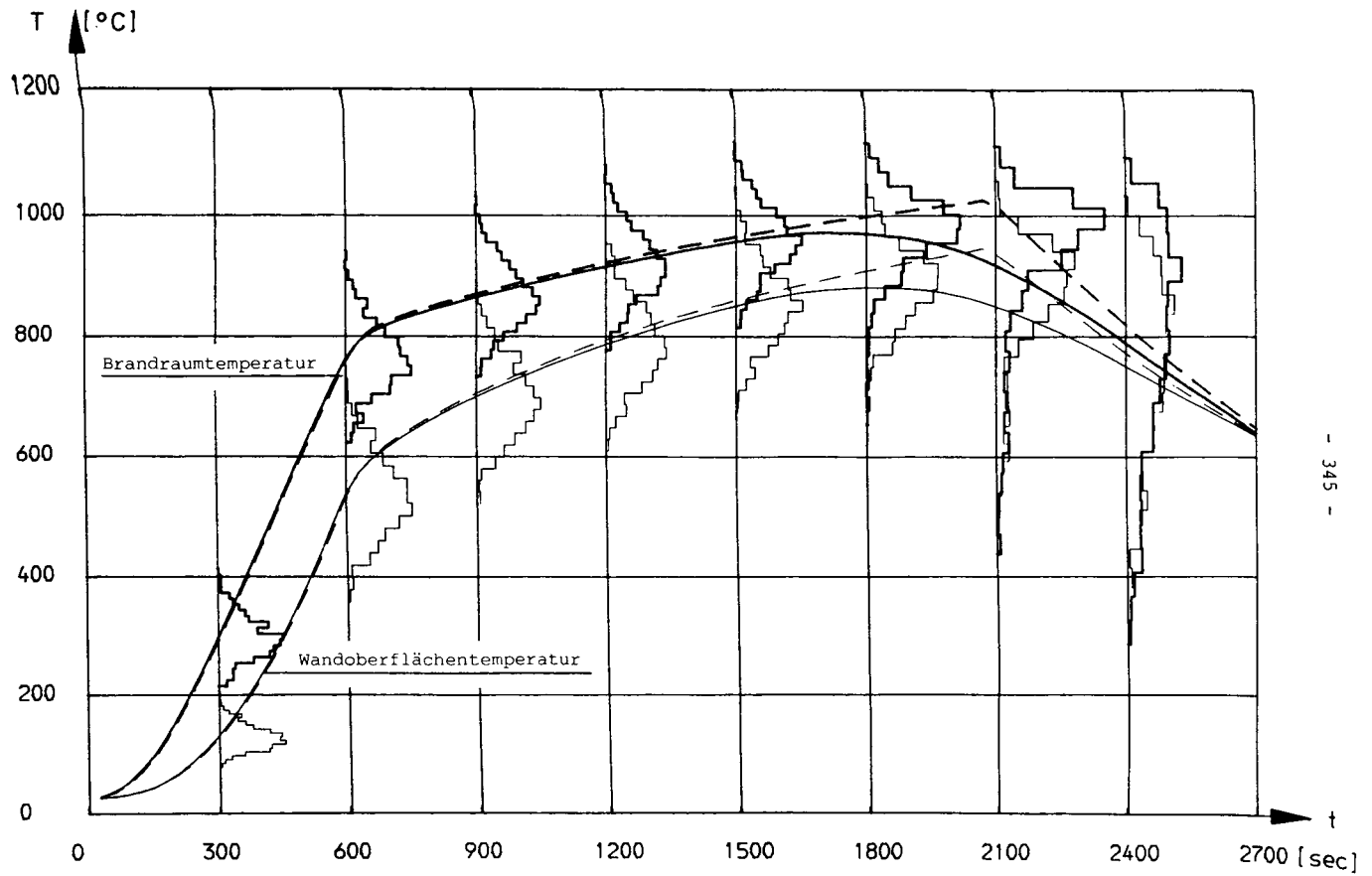


Bild A 17: Versuch Metz-2: Brandlast und Ventilation konstant

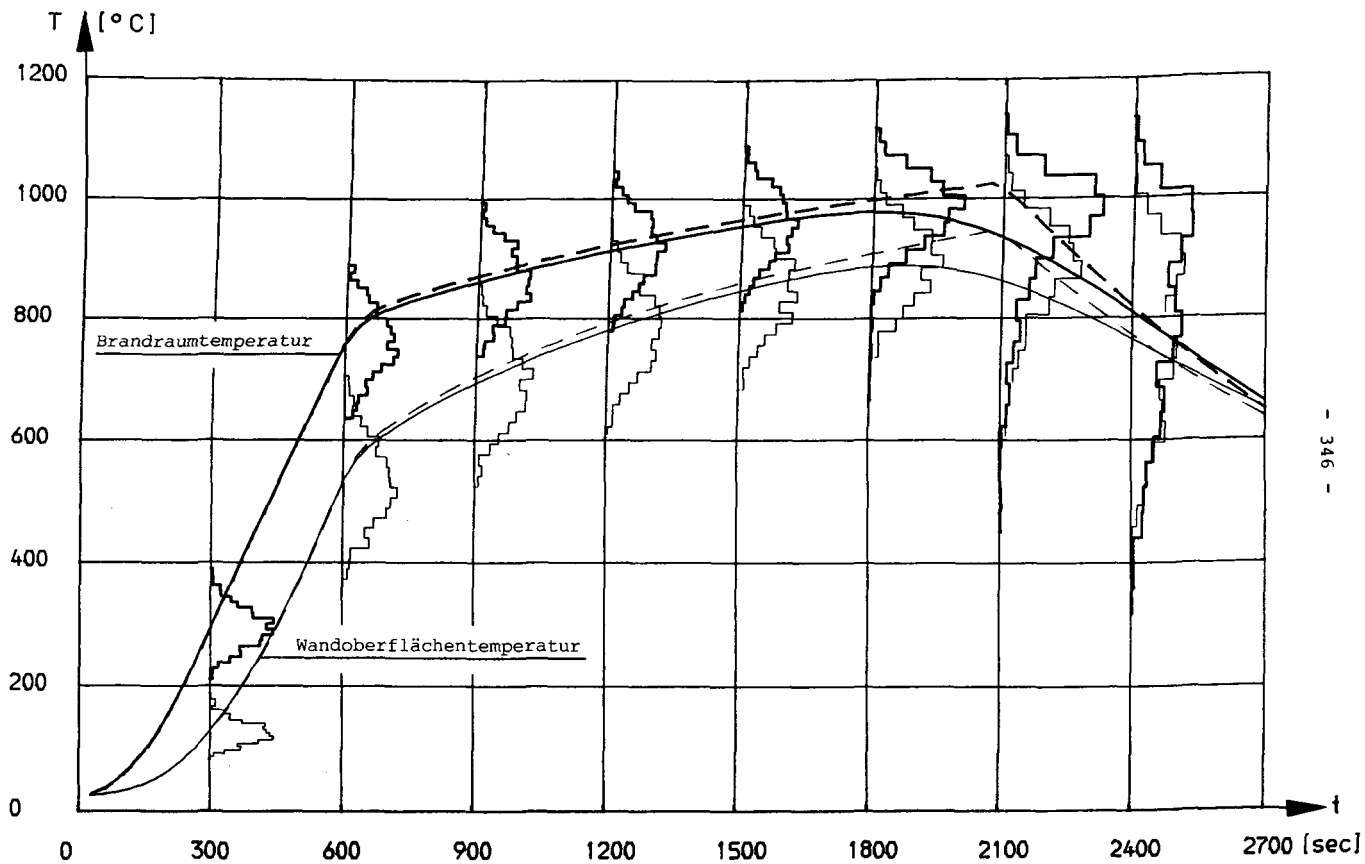
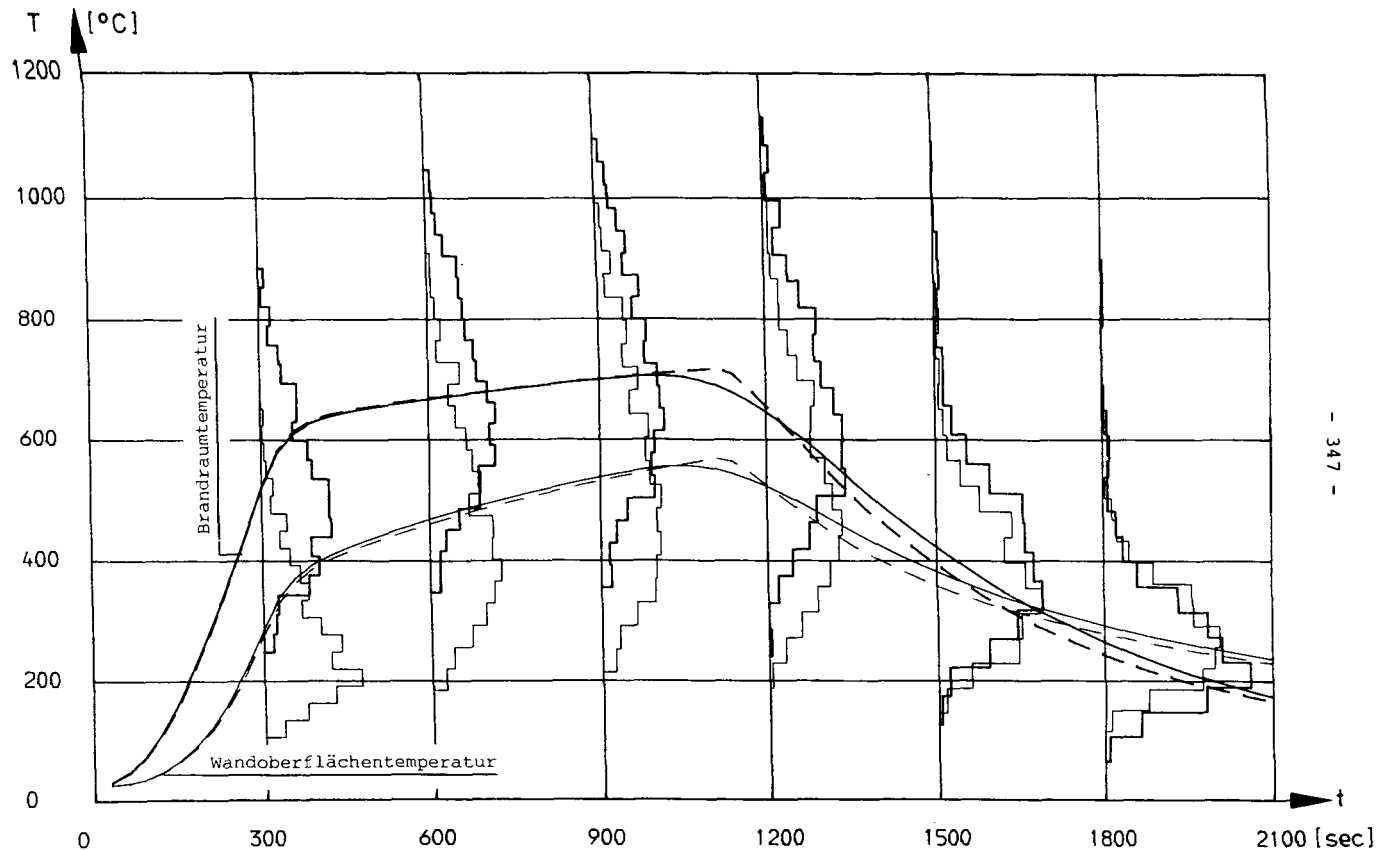


Bild A 18: Versuch Metz-2: Alle Basisvariablen berücksichtigt; $V_Q = 10 \%$; $V_A \approx 5 \%$



- 347 -

Bild A 19: Versuch Metz-3: Alle Basisvariablen berücksichtigt

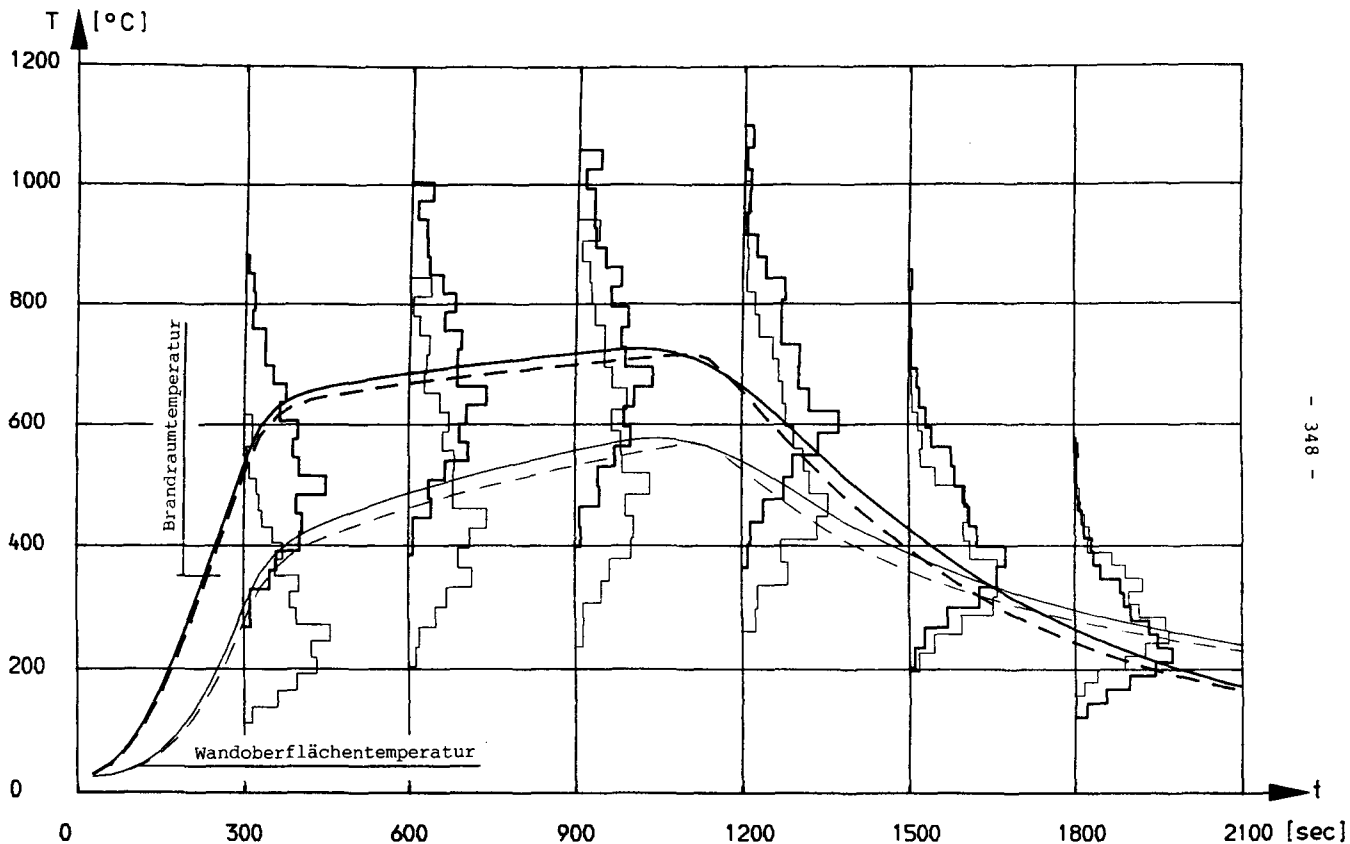
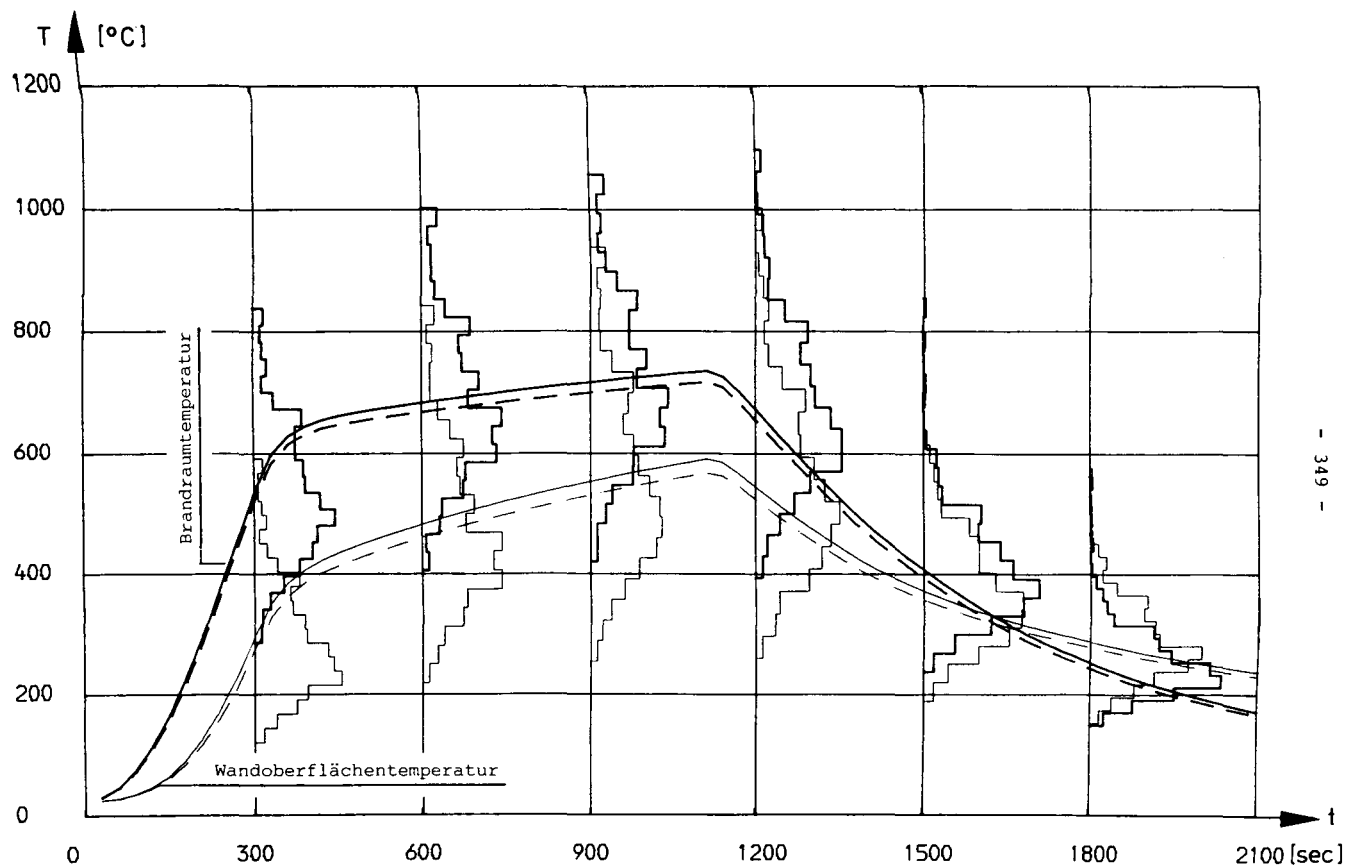


Bild A 20: Versuch Metz-3: Brandlast und Abbrandparameter variabel



- 349 -

Bild A 21: Versuch Metz-3: Nur Brandlast variabel

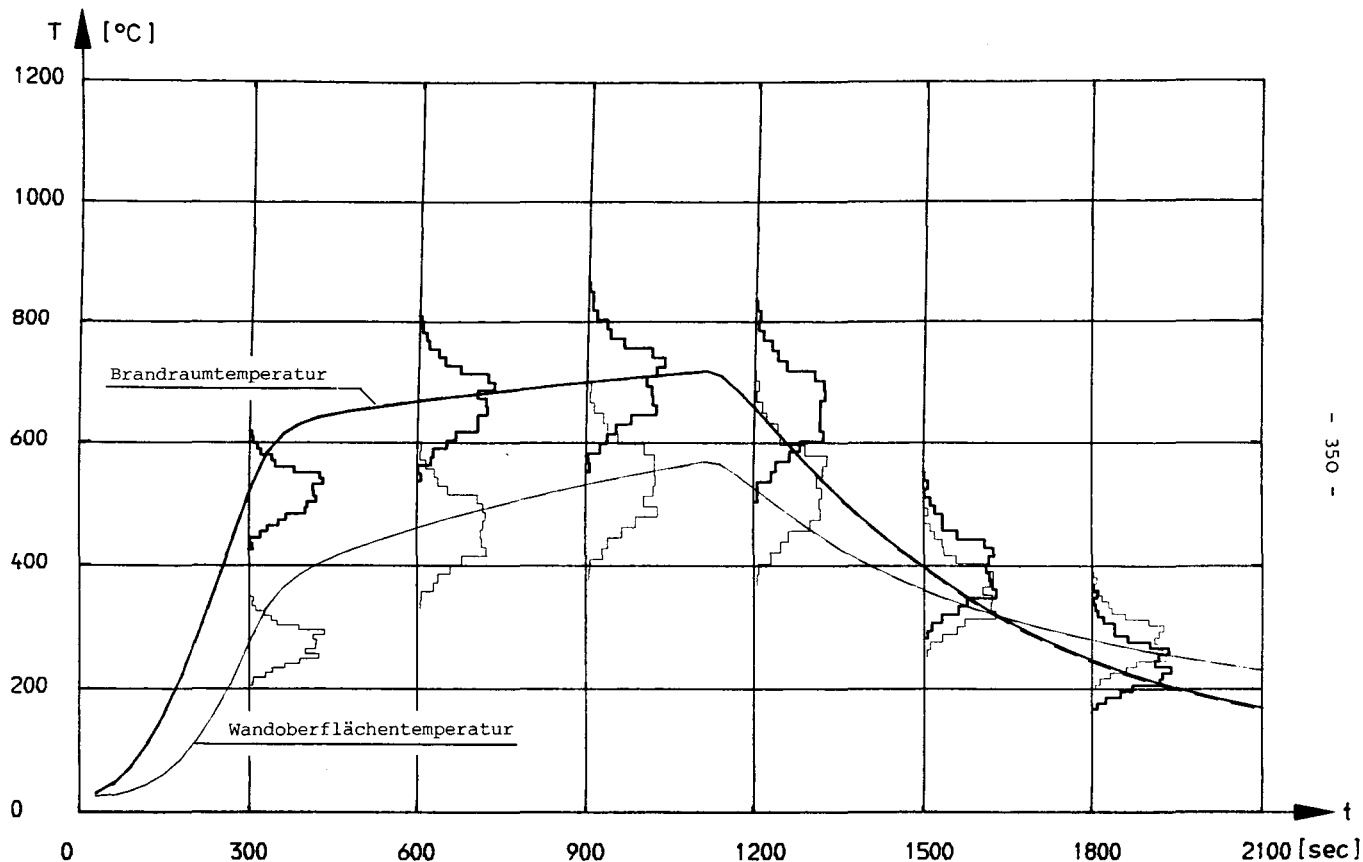


Bild A 22: Versuch Metz-3: Nur Ventilation variabel

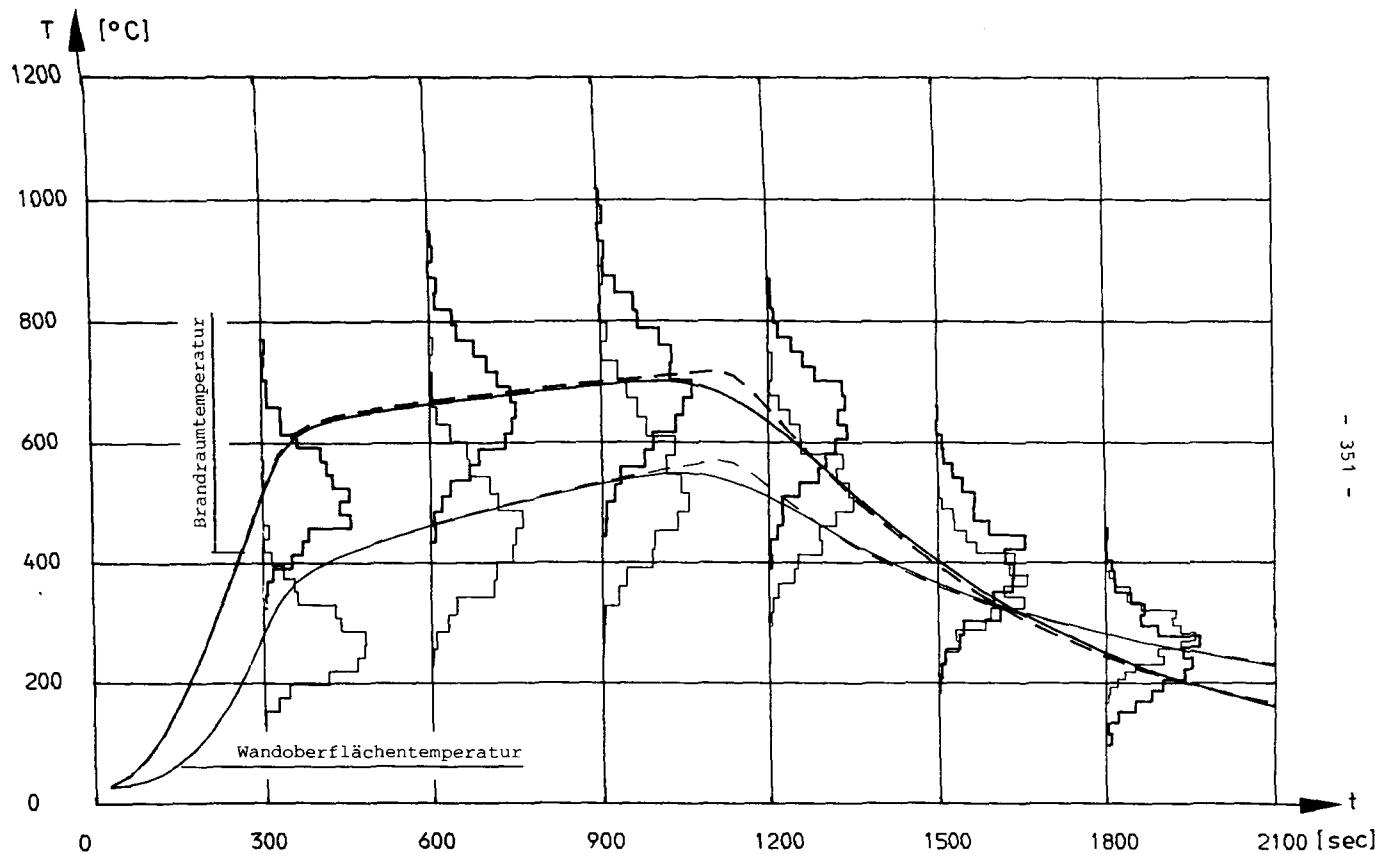


Bild A 23: Versuch Metz-3: Brandlast und Ventilation konstant

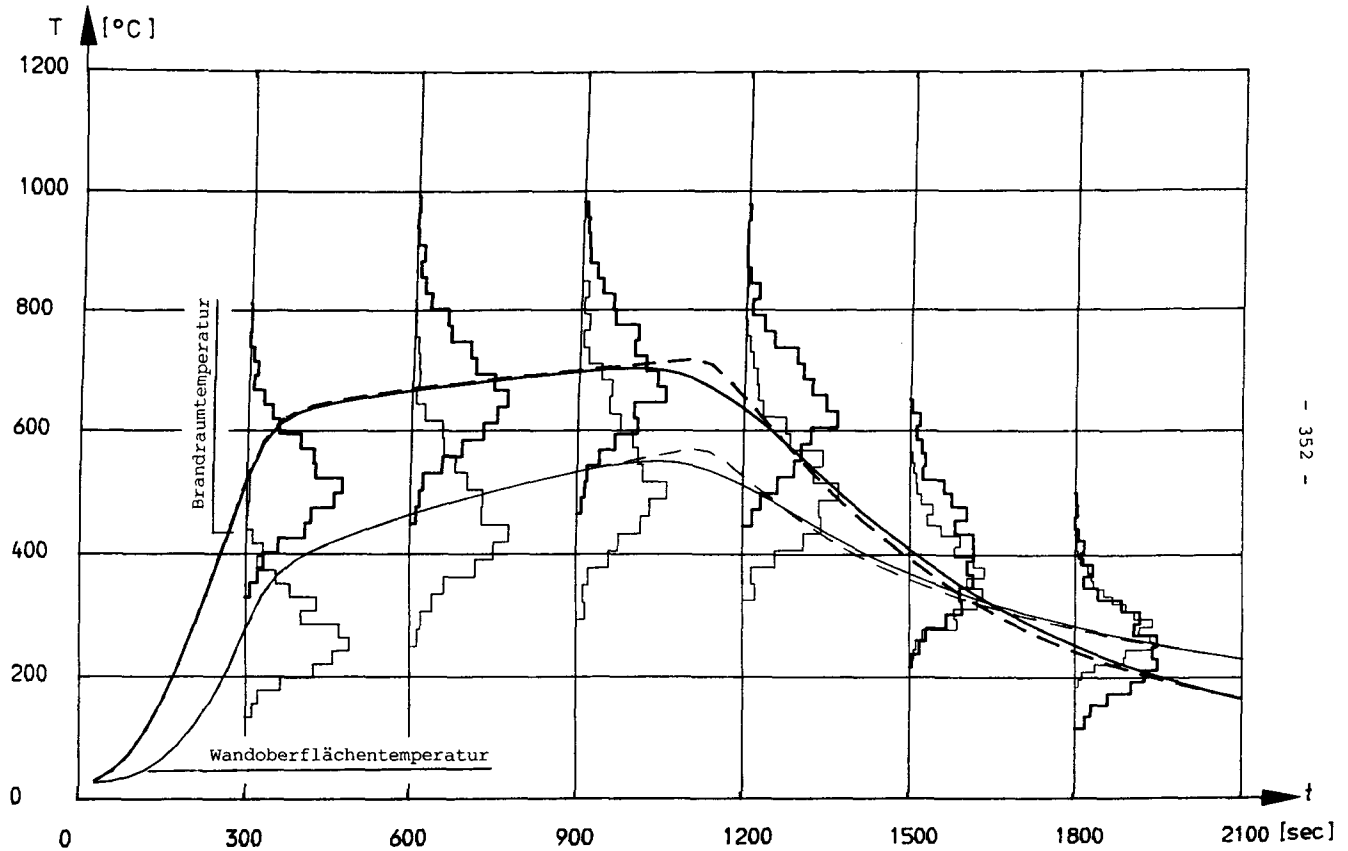


Bild A 24: Versuch Metz-3: Alle Basisvariablen berücksichtigt; $v_q = 10 \%$; $v_A = 5 \%$

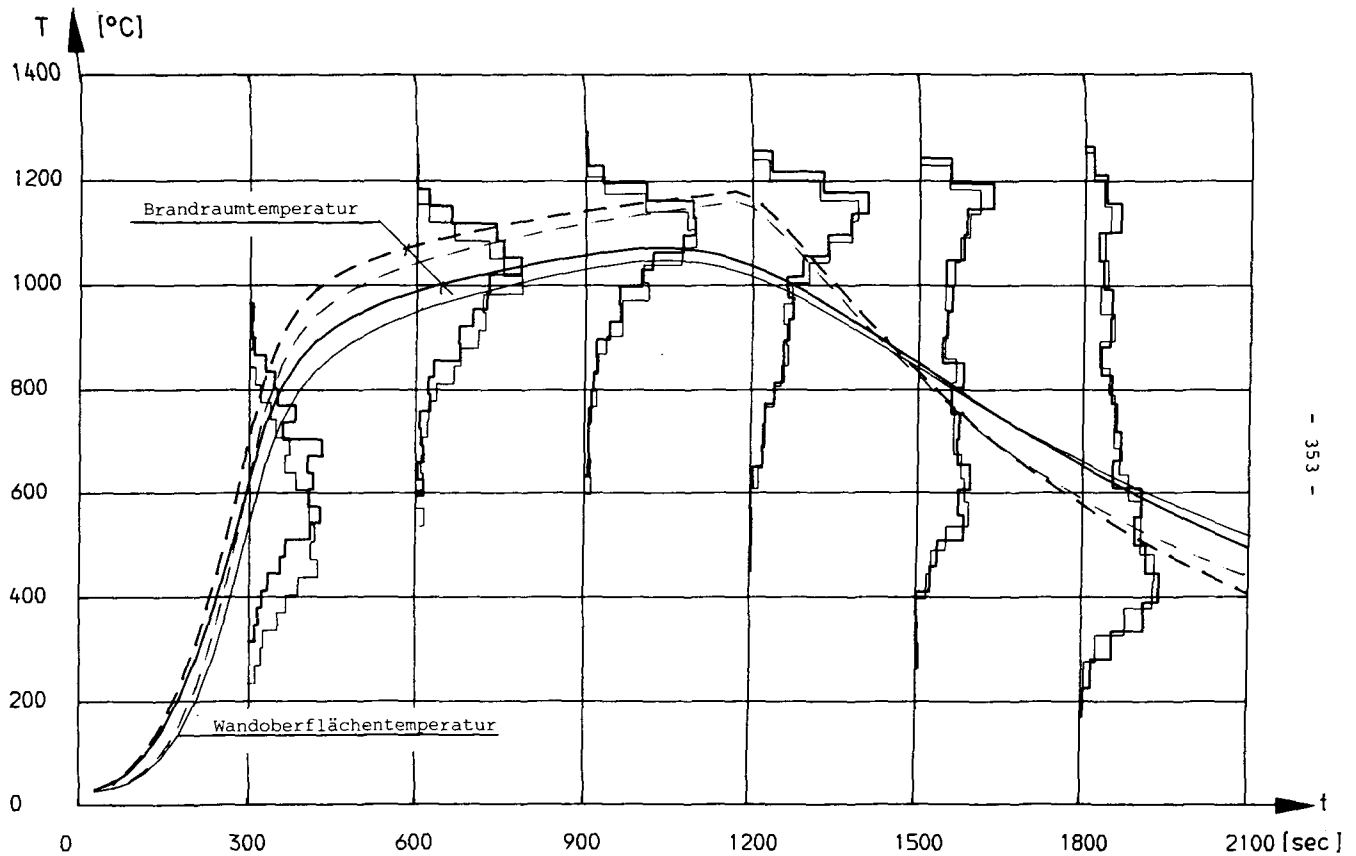


Bild A 25: Versuch Lyngby: Alle Basisvariablen berücksichtigt

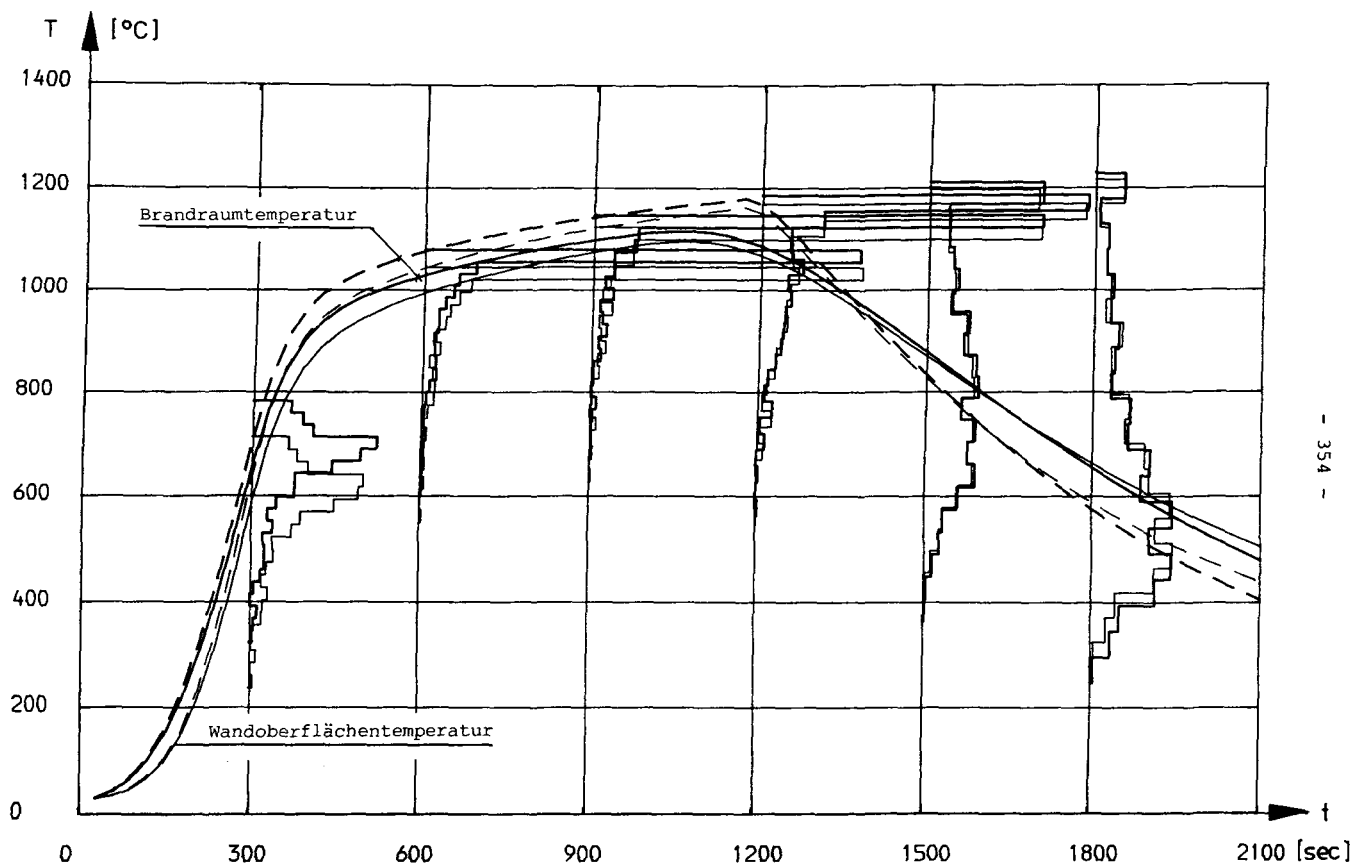


Bild A 26: Versuch Lyngby: Brandlast und Abbrandparameter variabel

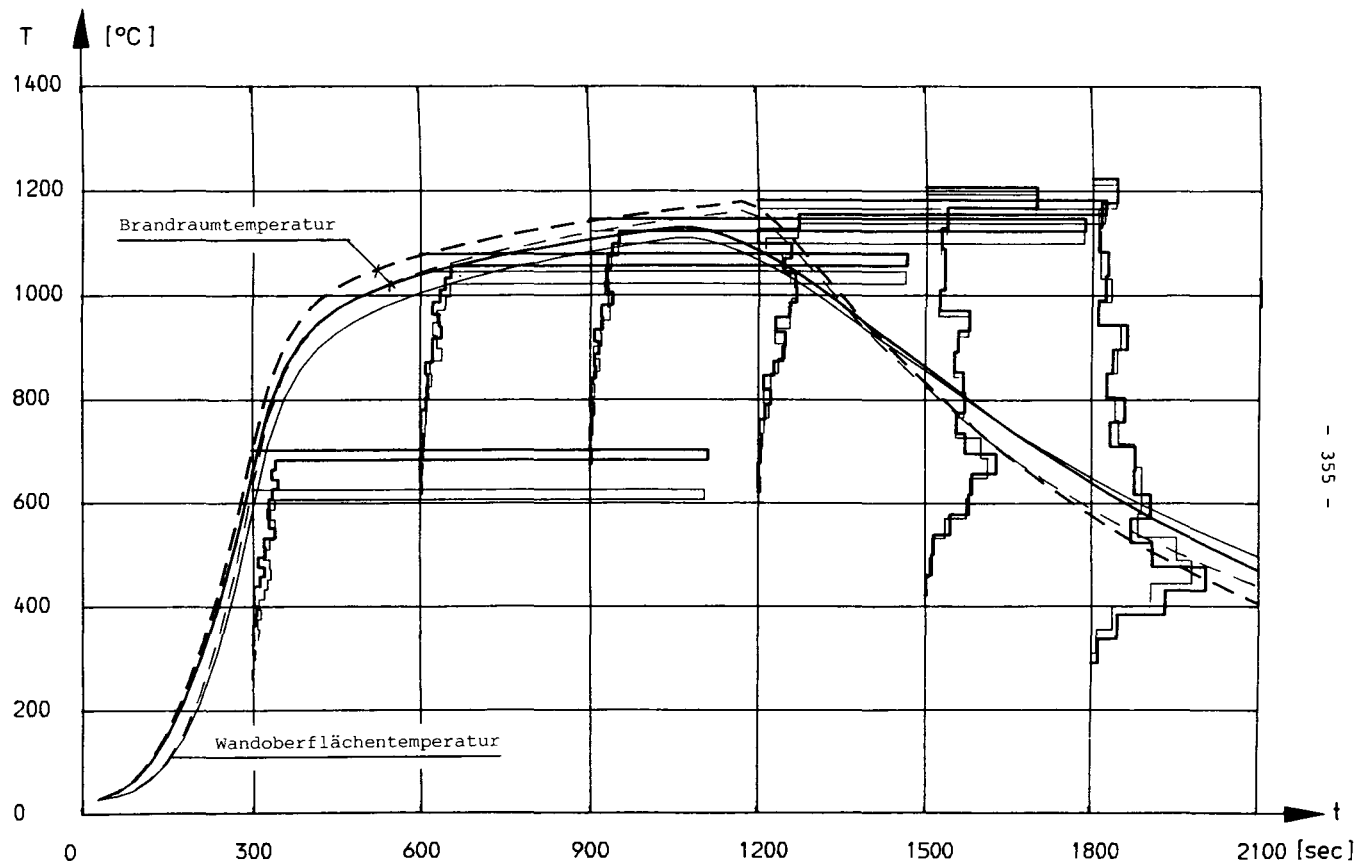


Bild A 27: Versuch Lyngby: Nur Brandlast variabel

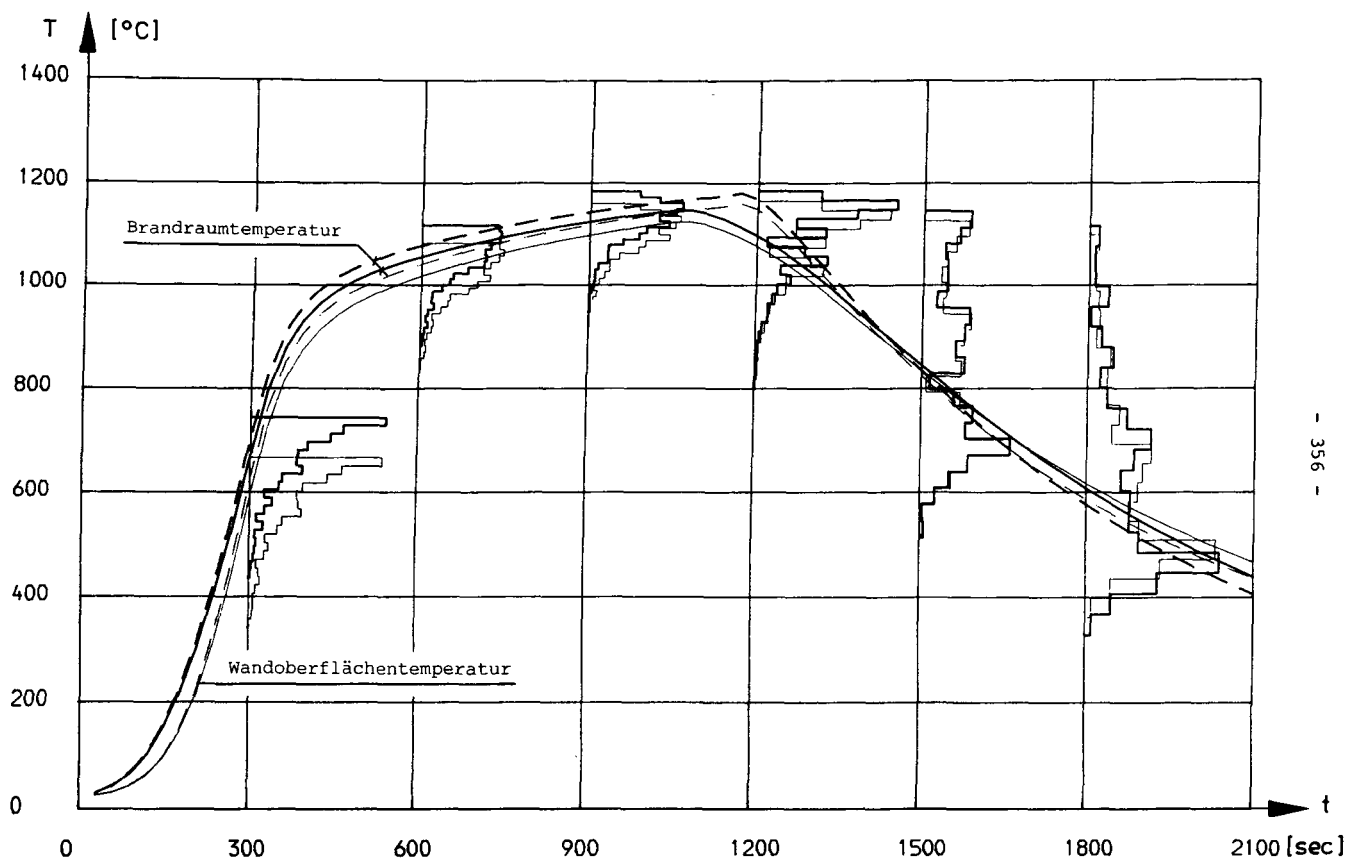


Bild A 28: Versuch Lyngby: Nur Ventilation variabel

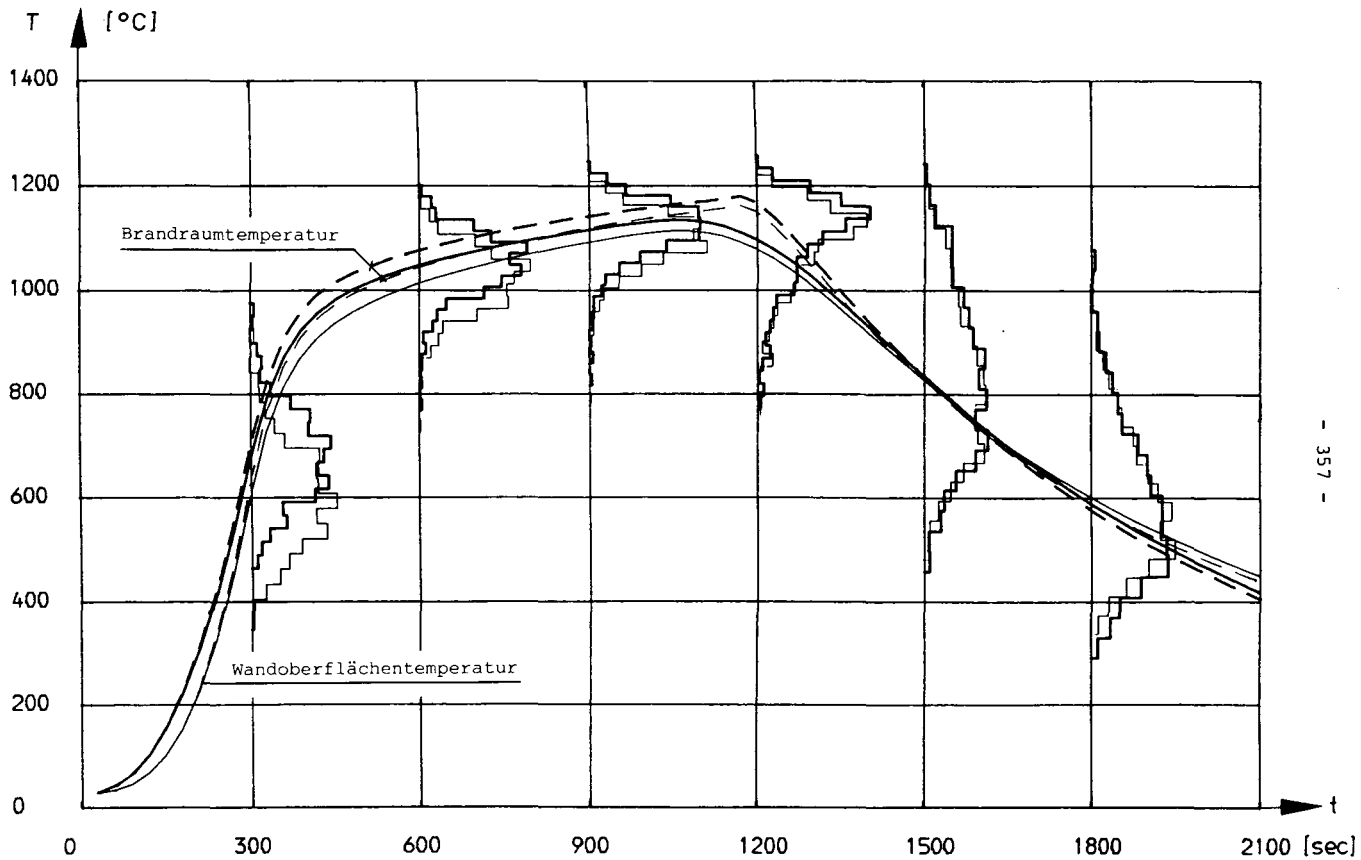


Bild A 29: Versuch Lyngby: Brandlast und Ventilation konstant

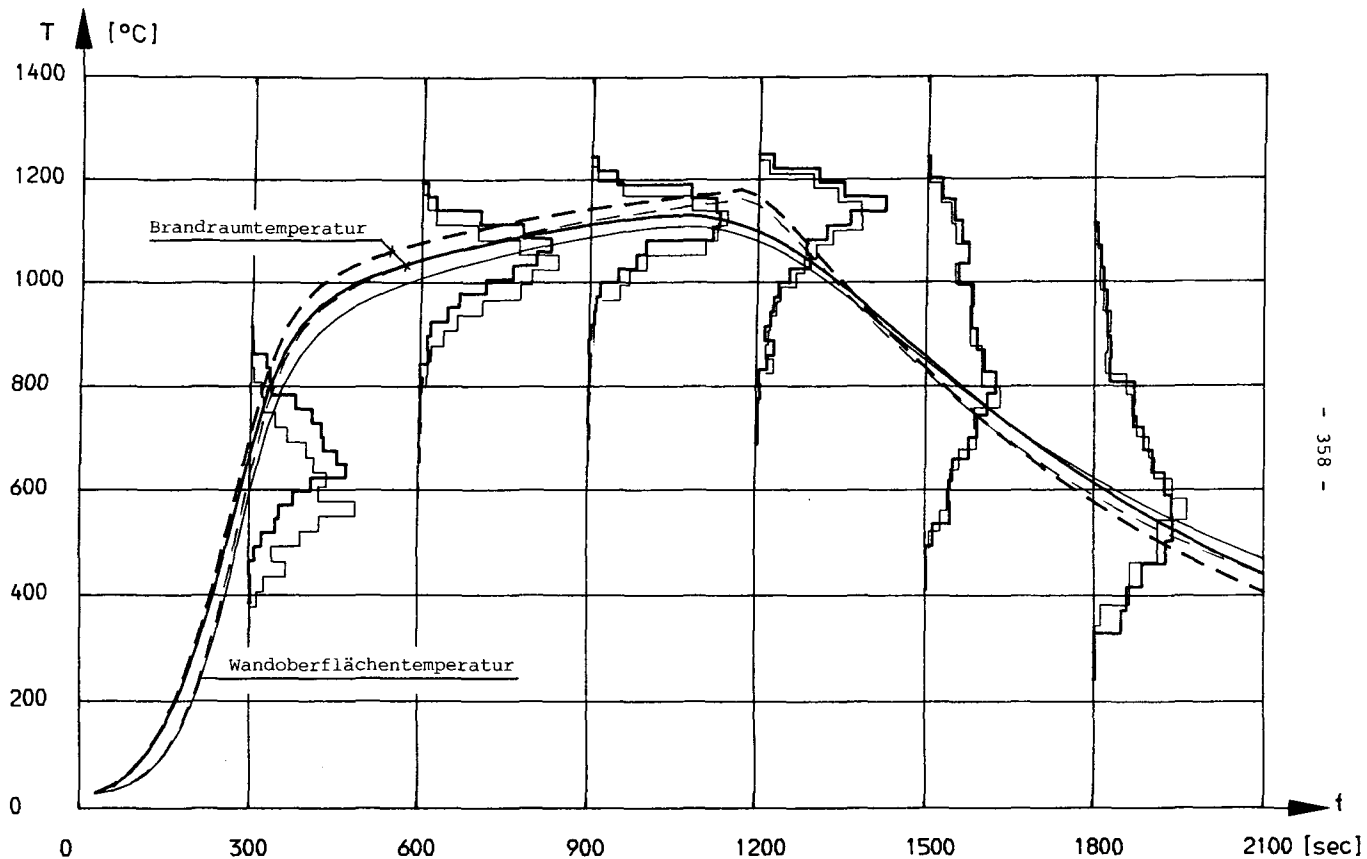


Bild A 30: Versuch Lyngby: Alle Basisvariablen berücksichtigt; $v_q = 10 \%$; $v_A = 5 \%$

8. Literaturverzeichnis

- /1/ Babrauskas, V.: COMP F2 - A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures; National Bureau of Standards, U.S. Department of Commerce, June 1979.
- /2/ Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen; Heft 46 der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Febr. 1981.
- /3/ Harmathy, T.Z.: A New Look at Compartment Fires, Parts I and II, Research Paper No. 566 of the Division of Building Research, Ottawa, 1972.
- /4/ Harmathy, T.Z.; Mehaffy, J.R.: Post-Flashover Compartment Fires, DBR Paper No. 1122 - Division of Building Research, Ottawa.
- /5/ Ehm, H.; Arnault, P.: Versuchsbericht über Untersuchungen mit natürlichen Bränden (Metz), Europäische Konvention der Stahlbauverbände, Doc. CEACM 3.1-69/29, Okt. 1969.
- /6/ Magnussen, S.-E.; Thelandersson, S.: Comments on Rate of Gas Flow and Rate of Burning for Fires in Enclosures, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1971.
- /7/ Bøhm, B.: Fully Developed Polyethylene and Wood Compartment Fires with Application to Structural Design; Technical University of Denmark, Laboratory of Heating and Air Conditioning, 1977.
- /8/ Brandversuche in Lehrte; Schriftenreihe "Bau- und Wohnforschung" des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, O.4.037, durchgeführt vom Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz und dem Institut für Wärmetechnik und Industriebau der TU Braunschweig.

- /9/- Hütte: Taschenbuch der Werkstoffkunde, 4. Auflage 1967, Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin - München.
- /10/- Kollmann, F.: Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe, Band 1, zweite Auflage, 1951, Springer-Verlag.
- /11/- Magnussen, S.E., et al.: Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development, Bulletin No. 16, Lund Institute of Technology, Sweden, 1970.
- /12/- Prall, J.; Emmons, H.W.: Fire Induced Flow through an Opening, Combustion and Flame, 25, 369 - 385 (1975).
- /13/- Design Guide - Structural Fire Safety, Workshop Report CIB W 15, Sept. 1984 / Okt. 1985.